

414 1503 1972 OF 1156

5

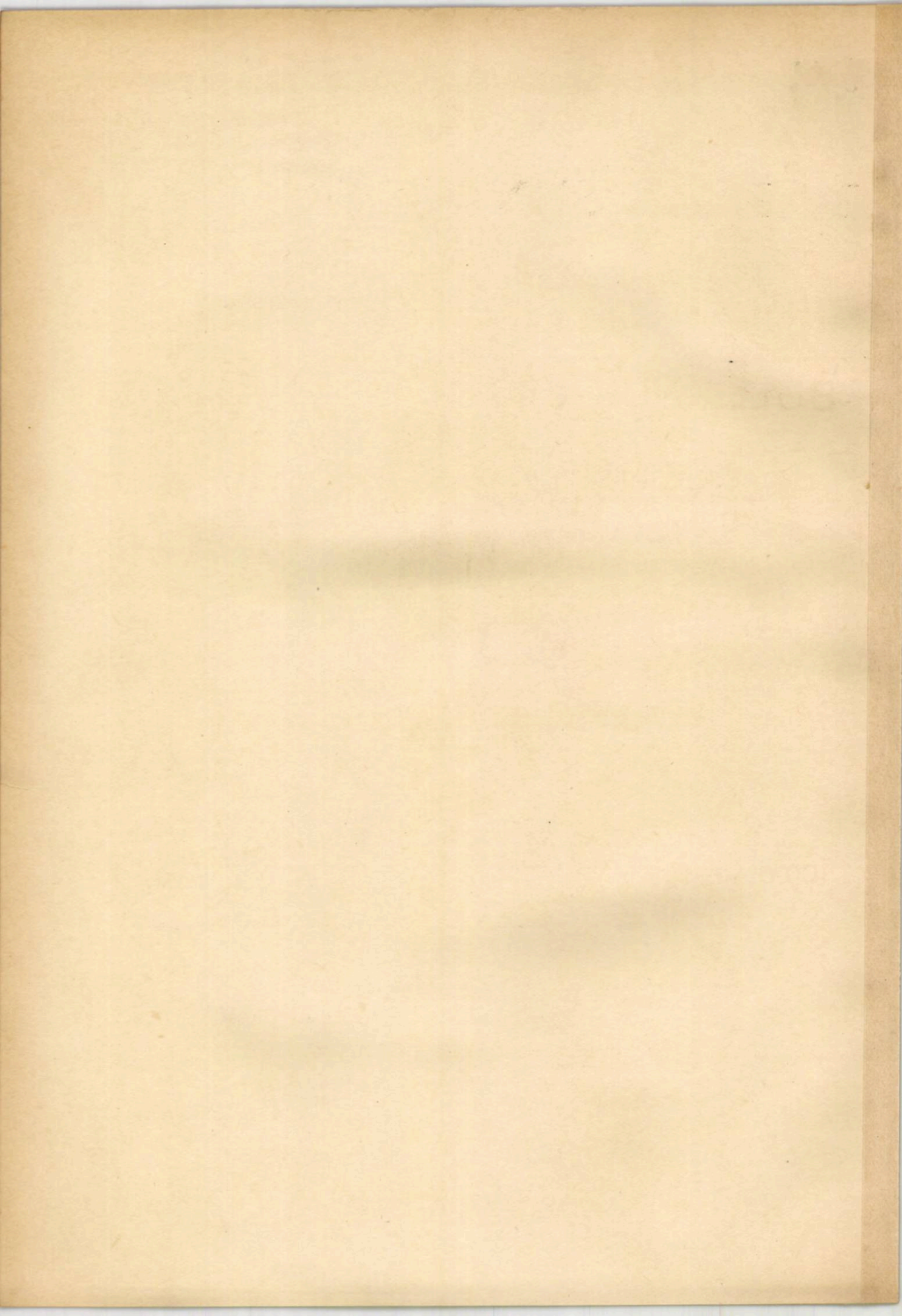
BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIȘOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 6 (20)

Fasc. 1

IANUARIE — Iunie 1961



8881

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIȘOARA

SERIE NOUĂ

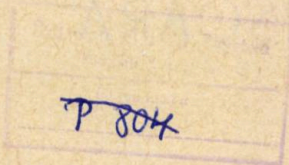
Tomul 6 (20)

Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE 1961

~~F 7414~~

1989



COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. Ing. GH. SILAȘ (redactor responsabil), prof. Ing. C. AVRAM, conf. Ing. T. DORDEA, prof. Dr. C. DRĂGULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. O. GHEORGHIU, prof. Ing. V. GHEORGHIU, prof. Ing. D. MATEESCU, prof. Ing. C. MIKLOȘI, membru al Academiei R.P.R., prof. Dr. I. NANU, prof. Ing. ȘT. NADAȘAN, membru corespondent al Academiei R.P.R., conf. Ing. M. RADOI.

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în Buletin vor fi adresate tovarășului profesor GH. SILAȘ „Institutul Politehnic Timișoara”, Republica Populară Română, cu mențiunea „Pentru Buletin”.

Tous les manuscrits destinés à paraître dans le „Buletin” seront adressés à M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Polytechnique de Timișoara, République Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Buletin”.

Все рукописи присылаемые для опубликования в «Бюллтене» адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румынская Народная Республика, с примечением «для Бюллетеня».

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC AL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIȘOARA

Seria II, Tomul 6 (20) fasc. 1

ianuarie—iunie 1961

SUMAR:

	<u>Pag.</u>
<i>I. MATEMATICI—FIZICĂ—MECANICĂ</i>	
A. GEIER — Un sistem de ecuații funcționale care generalizează matricial formulele de adunarea argumentelor a cosinuşilor directori lui P. Appel	9
V. MIOC, B. CRSTICI — Soluția generală a unui sistem de ecuații funcționale	15
GH. SILAȘ, M. RADOI, I. GROSANU, L. N. BRINDEU — Pozițiile centrului de percuție a unui corp în mișcare de rotație	19
GH. SILAȘ, M. RADOI, I. GROSANU, L. N. BRINDEU — Axa percuției aplicată unui corp cu punct fix	27
<i>II. CHIMIE</i>	
C. DRĂGULESCU, V. GEȚIA și P. TRIBUNESCU — I. Obținerea ultramarinului primar	33
GR. POP — Contribuții la calculul analitic al coloanelor de distilare	41
I. DRĂGOI, O. GOGU — Contribuții la studiul creșterii stabilității la temperaturi ridicate a betoanelor refractare cu ciment portland	49
C. DRĂGULESCU, R. POMOJE — Dozarea conductometrică simultană a sărurilor de amoniu și de hidraziniu	57
GH. FACSÇO, R. MINGES — Studiul potențiometric al unor reacții de oxido-reducere ale argintului în mediu puternic alcalin	63
V. COCHECI, R. TAUBERT — Studiul obținerii unor schimbători de ioni din cărbuni bruni din Banat	69
Z. GROPSEANU, D. KOHN — Studiul unor catalizatori pentru oxidarea naftalinei la anhidrida ftalică	75

III. ȘTIINȚE TEHNICE

I. HAJDU — Considerațiuni asupra determinării limitei de curgere la încovoiere a oțelurilor pe epruvete de secțiune circulară	83
O. CENTEA — Asupra modulatorilor de curent electromecanic pentru sudare (II)	97
M. BRAȘOVAN — Considerațiuni asupra metodelor de alegere a motorului și volantului la secționările electrice	115
B. OPRENDECK — Influența deschiderii creștăturilor asupra armonicilor cîmpului din întrefierul mașinilor electrice	125
M. BRAȘOVAN, V. VAZDAUTEANU — Contribuție la problema pornirii motoarelor asincrone cu inele prin amplificatoare magnetice	139
T. DORDEA — Asupra rezistenței electrice de trecere la contactul glisant cu mercur	149
V. ZBEGAN, C. JURA, M. GIURCONIU, GH. POPA — Determinarea lungimii utile a decantoarelor orizontale	165
M. BANARESCU, V. BERINDEANU, T. RAICA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU — Studiul posibilităților de îmbunătățire și stabilirea caracteristicilor de funcționare ale carburatorului I.M.B. 1958 . . .	177
G. CREȚA, O. NOWY — Verificarea etanșeității instalațiilor de condensare ale turbinelor cu abur prin măsurarea debitului de aer infiltrat . .	183
I. DE SABATA — Asupra determinării experimentale a potențialului în cîmpurile electrostatice de categoria II-a	191

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Серия II, Том. 6 (20), Выпуск 1.

январь—июнь 1961

О Г Л А В Л Е Н И Е

Стр.

I. МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

- А. ГАЕР* — Система функциональных уравнений, обобщающая в матрицах формулы сложения аргументов направляющих косинусов *П. Аппеля* 9
- В.МИОК, Б. КРСТИЧ* — Общее решение одной системы функциональных уравнений 15
- Г. СИЛАШ, М. РЭДОЙ, И. ГРОШАНУ, Л. БРЫНДЕУ* — Положение ударного центра тела во вращательном движении . . . 19
- Г. СИЛАШ, М. РЭДОЙ, И. ГРОШАНУ, Л. БРЫНДЕУ* — Ударная ось приложенная к телу с неподвижной точкой 27

II. ХИМИЯ

- К. ДРЭГУЛЕСКУ, В. ГЕЦИА и П. ТРИБУНЕСКУ* — 1. Исследования в образовании ультрамарина 33
- Г. ПОП* — К аналитическому расчету перегоночных колонн 41
- И. ДРЭГОЙ, О. ГОГУ* — К исследованию повышения устойчивости при высокой температуре огнеупорных бетонов с цементом портланд 49
- К. ДРЭГУЛЕСКУ, Р. ПОМОЖЕ* — Кондуктометрическая одновременная дозировка солей аммония и гидрозиния 57
- Г. ФАЧКО, Р. МИНГЕС* — Потенциометрическое изучение некоторых окислительно-восстановительных реакций серебра в сильно щелочной среде 63

	Стр.
В. КОКЕЧ, Р. ТАУБЕРТ — Исследование получения некоторых ионнообменников из банатского бурого угля	69
З. ГРОПШЯНУ, Д. КОН — Исследования некоторых катализаторов для окисления нафталина в фталиевый ангидрид	75

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

И. ХАЙДУ — Об определении предела текучести при изгибе сталей, на образцах кругового сечения	83
О. ЧЕНТЯ — Об электромеханических модуляторах тока при сварке	97
М. БРАШОВАН — О различных методах выбора двигателя и махо- вика для электрических приводов	115
Б. ОПРЕНДЕК — Влияние ширины паза на гармоники поля в воз- душном зазоре электрических машин	125
М. БРАШОВАН, В. ВЭЗДЭУЦЯНУ — К вопросу пуска асинхронных моторов с контактными кольцами через магнитные усилители	139
Т. ДОРДЯ — Об электрическом переходном сопротивлении при сколь- зящем контакте со ртутью	149
В. ЗБЕГАН, К. ЖУРА, М. ЖИУРКОНИУ, Г. ПОПА — Определение полезной длины горизонтальных отстойников	165
М. БЭНЭРЕСКУ, В. БЕРИНДЯНУ, Т. РАЙКА, П. КОЖЕРЯНУ, Н. ЛЕМНЯНУ — Изучение возможности улучшения и опре- деление рабочих характеристик карбюратора ИМБ 1958	177
Г. КРЕЦА, О. НОВИ — Проверка герметичности установок для кон- денсации для паровых турбин, путем измерения дебита про- никающего воздуха	183
И. ДЕ САБАТА — Об экспериментальном определении потенциала в электростатических полях второй категории	191

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TEHNIQUE DE L'INSTITUT POLYTEHNIQUE DE TIMISOARA

2 Sèrie, Tom 6 (20), Fascicule 1

Janvier—Juni 1961

SOMMAIRE

Page

I. MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE

A. GEIER — Un système d'équations fonctionnelles qui généralise par matrices les formules d'addition des arguments des cosinus directeurs de P. Appell	9
V. MIOC et B. CRSTICI — La solution générale d'un système d'équations fonctionnelles	15
GH. SILAS — M. RADOI — I. GROȘANU — L. N. BRINDEU — La position du centre de percussion d'un corp en rotation	19
GH. SILAS, M. RADOI, I. GROȘANU, L. N. BRINDEU — L'axe de percussion appliquée à un corp à point fixe	27

II. CHIMIE

C. DRAGULESCU, V. GEȚIA et P. TRIBUNESCU — I. Recherches sur la formulation de l'outremer	33
GR. POP — Contributions au calcul analytique des colonnes de distillation.	41
I. DRAGOI et O. GOGU — Sur l'amélioration de la stabilité à ciment Portland	49
C. DRAGULESCU et R. POMOJE — Le dosage conductométrique simultanée des sels d'ammonium et d'hydrazinium	57
GH. FACSIO et R. MINGES — L'étude potentiométrique de quelques réactions d'oxydo-réduction de l'argent en milieu fort alcalin	63
V. COCHECI et R. TAUBERT — Recherches pour obtenir certains échangeurs d'ions du charbon brun du Banate	69
Z. GROPSIANU et D. KOHN — Recherches sur certains catalyseurs pour l'oxydation de la naptaline à l'anhydride phtalique	75

III. SCIENCES TECHNIQUES

I. HAJDU — Betrachtungen über die Bestimmung der Biegestreckgrenze von Stählen an kreisförmigen Probestäben	83
O. CENTEA — Sur les modulateurs de courant électromécaniques pour soudage (II)	97
M. BRAȘOVAN — Über die Wahl des Antriebsmotors und des schwingrades in den elektrischen Antrieben	115
B. OPRENDECK — Der Einfluss der Nutenöffnung auf die Luftspalt-feldharmonischen der elektrischen Maschinen	125
M. BRAȘOVAN et V. VAZDAUTEANU — Beitrag zum Problem des Anlassens der Drehstrom — Schleifringläufer — Motoren durch magnetischen Verstärkern	139
T. DORDEA — Über den elektrischen Übergangswiderstand bei Quecksilberschleifkontakten	149
V. ZBEGAN, C. JURA, M. GIURCONIU, GH. POPA — Détermination de la longueur utile des decanteurs horizontaux	165
M. BANARESCU, V. BERINDEAN, T. RAICA, P. COJEREANU — L'étude des possibilités d'amélioration et l'établissement des caractéristiques de fonctionnement du carburateur I.M.B. 1958	177
C. CRETA et O. NOWY — La vérification de l'étanchéité des installations de condensation des turbines à vapeur par la mesure du débit d'air infiltré	183
I. DE SABATA — Sur la détermination expérimentale du potentiel dans les champs électrostatiques de catégorie II.	191

UN SISTEM DE ECUAȚII FUNCȚIONALE CARE GENERALIZEAZĂ MATRICIAL FORMULELE DE ADUNAREA ARGUMENTELOR A COSINUȘILOR DIRECTORI LUI P. APPELL

DE

A. GEIER

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice
din 28—29 noiembrie 1959.*

În lucrarea „Despre un sistem de ecuații funcționale” [7] O. Em. Gheorghiu și V. Mioc au studiat soluția generală măsurabilă în sensul W. Sierpinski [9] a unui sistem de ecuații funcționale, scris matricial, în care elementele sînt funcții scalare necunoscute, de n variabile independente. Acest sistem generalizează formulele de adunarea argumentelor cosinușilor lui P. Appell de ordinul n (vezi [1], [2], [8]).

În lucrarea de față am studiat cazul cînd funcțiile necunoscute din [7] se înlocuiesc prin matrici triunghiulare. Calculele efective se dau pentru cazul $n=3$.

Sistemul cercetat de noi este de forma

$$\lambda(x, y; x', y') \begin{vmatrix} A(x+x'; y+y') & B(x+x'; y+y') & C(x+x'; y+y') \\ C(x+x'; y+y') & A(x+x'; y+y') & B(x+x'; y+y') \\ B(x+x'; y+y') & C(x+x'; y+y') & A(x+x'; y+y') \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} A(x, y) & B(x, y) & C(x, y) \\ C(x, y) & A(x, y) & B(x, y) \\ B(x, y) & C(x, y) & A(x, y) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} A(x', y') & B(x', y') & C(x', y') \\ C(x', y') & A(x', y') & B(x', y') \\ B(x', y') & C(x', y') & A(x', y') \end{vmatrix} \quad (1)$$

unde

$$A(x, y) = \begin{vmatrix} A_1(x, y) & A_2(x, y) \\ 0 & A_1(x, y) \end{vmatrix}; \quad B(x, y) = \begin{vmatrix} B_1(x, y) & B_2(x, y) \\ 0 & B_1(x, y) \end{vmatrix};$$

$$C(x, y) = \begin{vmatrix} C_1(x, y) & C_2(x, y) \\ 0 & C_1(x, y) \end{vmatrix} \quad (2)$$

Din (1) și (2) se deduce sistemul echivalent

$$\begin{aligned}
 \lambda(x, y; x', y') A_1(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) A_1(x', y') + \\
 &\quad + B_1(x, y) C_1(x', y') + C_1(x, y) B_1(x', y') \\
 \lambda(x, y; x', y') A_2(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) A_2(x', y') + \\
 &\quad + A_2(x, y) A_1(x', y') + B_1(x, y) C_2(x', y') + B_2(x, y) C_1(x', y') + \\
 &\quad + C_1(x, y) B_2(x', y') + C_2(x, y) B_1(x', y') \\
 \lambda(x, y; x', y') B_1(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) B_1(x', y') + \\
 &\quad + B_1(x, y) A_1(x', y') + C_1(x, y) C_1(x', y') \quad (3) \\
 \lambda(x, y; x', y') B_2(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) B_2(x', y') + A_2(x, y) B_1(x', y') + \\
 &\quad + B_1(x, y) A_2(x', y') + B_2(x, y) A_1(x', y') + C_1(x, y) C_2(x', y') + \\
 &\quad + C_2(x, y) C_1(x', y') \\
 \lambda(x, y; x', y') C_1(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) C_1(x', y') + \\
 &\quad + B_1(x, y) B_1(x', y') + C_1(x, y) A_1(x', y') \\
 \lambda(x, y; x', y') C_2(x+x'; y+y') &= A_1(x, y) C_2(x', y') + A_2(x, y) C_1(x', y') + \\
 &\quad + B_1(x, y) B_2(x', y') + B_2(x, y) B_1(x', y') + C_1(x, y) A_2(x', y') + \\
 &\quad + C_2(x, y) A_1(x', y').
 \end{aligned}$$

Prin introducerea funcțiilor

$$H_1 = A_1 + \varepsilon A_2; \quad H_2 = B_1 + \varepsilon B_2; \quad H_3 = C_1 + \varepsilon C_2 \quad (4)$$

unde ε este unitatea duală ce satisface la $\varepsilon^2 = 0$, folosită de Study în studiul suprafețelor riglate [10], sistemul (3) se înlocuiește cu sistemul

$$\begin{aligned}
 \lambda(x, y; x', y') H_1(x+x'; y+y') &= H_1(x, y) H_1(x', y') + \\
 &\quad + H_2(x, y) H_3(x', y') + H_3(x, y) H_2(x', y') \\
 \lambda(x, y; x', y') H_2(x+x'; y+y') &= H_1(x, y) H_2(x', y') + \\
 &\quad + H_2(x, y) H_1(x', y') + H_3(x, y) H_3(x', y') \quad (5) \\
 \lambda(x, y; x', y') H_3(x+x'; y+y') &= H_1(x, y) H_3(x', y') + \\
 &\quad + H_2(x, y) H_2(x', y') + H_3(x, y) H_1(x', y').
 \end{aligned}$$

Sistemul (5) este de forma sistemului (5) din [7] și folosind metoda indicată în aceea lucrare, vom pune

$$\begin{aligned}
 P(x, y) &= H_1(x, y) + H_2(x, y) + H_3(x, y) \\
 Q(x, y) &= H_1(x, y) + \theta H_2(x, y) + \theta^2 H_3(x, y) \\
 R(x, y) &= H_1(x, y) + \theta^2 H_1(x, y) + \theta H_3(x, y) \quad (6)
 \end{aligned}$$

unde θ este unitatea ipercomplexă cu $\theta^3=1$ (vezi [8]). Datorită acestor notații și în urma introducerii funcțiilor

$$Q(x, y) = U(x, y)P(x, y); \quad R(x, y) = V(x, y)P(x, y) \quad (7)$$

sistemul (6) poate fi scris

$$\begin{aligned} U(x+x'; y+y') &= U(x, y)U(x', y'); \\ V(x+x'; y+y') &= V(x, y)V(x', y'). \end{aligned} \quad (8)$$

Rezolvarea acestui sistem se reduce în fond la rezolvarea ecuației funcționale

$$U(x+x'; y+y') = U(x, y)U(x', y'), \quad (9)$$

deoarece funcția $R(x, y)$ se obține din $Q(x, y)$ prin schimbarea coeficienților lui θ și θ^2 .

În conformitate cu [7], soluția generală ipercomplexă, duală și măsurabilă a ecuației funcționale (9) este

$$U(x, y) = \exp[(a + \theta b + \theta^2 c)x + (a' + \theta b' + \theta^2 c')y]$$

unde a, a', b, b', c și c' sînt constante duale de forma $p + \varepsilon q$. Prin urmare: soluția generală ipercomplexă, duală și măsurabilă a sistemului (8) este

$$\begin{aligned} U(x, y) &= \exp[(a + \theta b + \theta^2 c)x + (a' + \theta b' + \theta^2 c')y] \\ V(x, y) &= \exp[(a + \theta b + \theta^2 c)x + (a' + \theta b' + \theta^2 c')y] \end{aligned} \quad (10)$$

unde

$$\begin{aligned} a &= a_1 + \varepsilon a_2; \quad a' = a'_1 + \varepsilon a'_2; \quad b = b_1 + \varepsilon b_2; \quad b' = b'_1 + \varepsilon b'_2; \\ c &= c_1 + \varepsilon c_2; \quad c' = c'_1 + \varepsilon c'_2. \end{aligned} \quad (11)$$

Cu soluția obținută pentru $U(x, y)$ introducem în prima ecuație din (7) și ținînd cont de (6), avem

$$H_1 + \theta H_2 + \theta^2 H_3 = \exp[(a + \theta b + \theta^2 c)x + (a' + \theta b' + \theta^2 c')y] \cdot [H_1 + H_2 + H_3]$$

Înlocuim aici cu (4) și (11); datorită relației $e^{\varepsilon\theta} = 1 + \varepsilon\theta$, avem:

$$\begin{aligned} &(A_1 + \theta B_1 + \theta^2 C_1) + \\ &+ \varepsilon(A_2 + \theta B_2 + \theta^2 C_2) = \exp[(a + \theta b + \theta^2 c)x + (a' + \theta b' + \theta^2 c')y] \{ (A_1 + B_1 + C_1) + \\ &+ \varepsilon \{ (A_1 + B_1 + C_1)[a_2 + \theta b_2 + \theta^2 c_2]x + (a'_2 + \theta b'_2 + \theta^2 c'_2)y + (A_2 + B_2 + C_2) \} \}. \end{aligned}$$

De aici rezultă

$$A_1 + \theta B_1 + \theta^2 C_1 = \exp[(a_1 + \theta b_1 + \theta^2 c_1)x + (a'_1 + \theta b'_1 + \theta^2 c'_1)y] (A_1 + B_1 + C_1) \quad (12_1)$$

$$\begin{aligned} A_2 + \theta B_2 + \theta^2 C_2 &= \exp[(a_2 + \theta b_2 + \theta^2 c_2)x + (a'_2 + \theta b'_2 + \theta^2 c'_2)y] \{ (A_1 + B_1 + \\ &+ C_1)[(a_2 + \theta b_2 + \theta^2 c_2)x + (a'_2 + \theta b'_2 + \theta^2 c'_2)y] + (A_2 + B_2 + C_2) \}. \end{aligned} \quad (12_2)$$

Ecuatia (12₁) conduce la un sistem de forma (12) din [7]. Conform (18) din [7], soluția generală măsurabilă a acestui sistem este

$$\begin{aligned} A_1 &= \exp \{ -[(b_1 + c_1)x + (b'_1 + c'_1)y] \} ap_1(b_1x + b'_1y; c_1x + c'_1y) M(x, y) \\ B_1 &= \exp \{ -[(b_1 + c_1)x + (b'_1 + c'_1)y] \} ap_2(b_1x + b'_1y; c_1x + c'_1y) M(x, y) \\ C_1 &= \exp \{ -[(b_1 + c_1)x + (b'_1 + c'_1)y] \} ap_3(b_1x + b'_1y; c_1x + c'_1y) M(x, y) \end{aligned} \quad (13)$$

$$\lambda(x, y; x', y') = \frac{M(x, y) \cdot M(x', y')}{M(x+x': y+y')}$$

unde b, c, b'_1, c'_1 sînt constante arbitrare, $M(x, y)$ este o funcție măsurabilă arbitrară iar $ap_1(u, v)$, $ap_2(u, v)$, $ap_3(u, v)$ sînt cosinușii lui P. Appell care verifică o relație ipercomplexă de forma

$$e^{\theta u} e^{\theta^2 v} = ap_1(u, v) + \theta ap_2(u, v) + \theta^2 ap_3(u, v)$$

și o relație reală de forma

$$e^{u+v} = ap_1(u, v) + ap_2(u, v) + ap_3(u, v).$$

Notînd $\alpha = a_2x + a'_2y$; $\varphi = b_2x + b'_2y$; $\psi = c_2x + c'_2y$, din ecuația (12₂) obținem sistemul

$$\begin{aligned} & [e^{\alpha} ap_1(\varphi, \psi) - 1] A_2 + e^{\alpha} ap_1(\varphi, \psi) B_2 + \\ & + e^{\alpha} ap_1(\varphi, \psi) C_2 + e^{\alpha} [ap_1(\varphi, \psi) + ap_2(\varphi, \psi) + ap_3(\varphi + \psi)] S = 0 \\ & e^{\alpha} ap_2(\varphi, \psi) A_2 + [e^{\alpha} ap_2(\varphi, \psi) - 1] B_2 + \\ & + e^{\alpha} ap_2(\varphi, \psi) C_2 + e^{\alpha} [ap_1(\varphi, \psi) + ap_2(\varphi, \psi) + ap_3(\varphi, \psi)] S = 0 \\ & e^{\alpha} ap_3(\varphi, \psi) A_2 + e^{\alpha} ap_3(\varphi, \psi) B_2 + \\ & + [e^{\alpha} ap_3(\varphi, \psi) - 1] C_2 + e^{\alpha} [ap_1(\varphi, \psi) + ap_2(\varphi, \psi) + ap_3(\varphi, \psi)] S = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

cu

$$S = A_1 + B_1 + C_1.$$

Determinantul sistemului (14) este

$$\Delta = \exp [a_2 + b_2 + c_2] x + (a'_2 + b'_2 + c'_2) y - 1$$

și este diferit de zero, dacă nu avem în același timp $a_2 + b_2 + c_2 = 0$ și $a'_2 + b'_2 + c'_2 = 0$. În aceste condiții sistemul (14) are soluții unice care se scriu

$$\begin{aligned} A_2 &= \frac{(\varphi + \psi) e^{\varphi + \psi} ap_1(\varphi, \psi) - (e^{\varphi + \psi} - 1) [\psi ap_2(\varphi, \psi) + \varphi ap_3(\varphi, \psi)]}{e^{\varphi + \psi} - 1} M(x, y) \\ B_2 &= \frac{(\varphi + \psi) e^{\varphi + \psi} ap_2(\varphi, \psi) - (e^{\varphi + \psi} - 1) [\varphi ap_3(\varphi, \psi) + \psi ap_1(\varphi, \psi)]}{e^{\varphi + \psi} - 1} M(x, y) \\ C_2 &= \frac{(\varphi + \psi) e^{\varphi + \psi} ap_3(\varphi, \psi) - (e^{\varphi + \psi} - 1) [\psi ap_1(\varphi, \psi) + \varphi ap_2(\varphi, \psi)]}{e^{\varphi + \psi} - 1} M(x, y) \end{aligned} \quad (15)$$

cu

$$\varphi = b_2x + b'_2y; \quad \psi = c_2x + c'_2y,$$

deoarece din (13) rezultă $A_1 + B_1 + C_1 = M(x, y)$ și am pus $a_2 = a'_2 = 0$, pentru a avea peste tot aceeași funcție măsurabilă arbitrară $M(x, y)$.

In concluzie: *soluția generală măsurabilă a sistemului de ecuații funcționale (1) cu 7 funcții necunoscute este dată de (13) și (15). Ea depinde de o funcție măsurabilă arbitrară $M(x, y)$ și de 8 constante reale arbitrare $b_1, c_1, b'_1, c'_1, b_2, c_2, b'_2$ și c'_2 .*

СИСТЕМА ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ, ОБОБЩАЮЩАЯ В МАТРИЦАХ ФОРМУЛЫ СЛОЖЕНИЯ АРГУМЕНТОВ НАПРАВЛЯЮЩИХ КОСИНУСОВ П. АППЕЛЛЯ

(РЕЗЮМЕ)

Автор находит, что система функциональных уравнений (1), (2) с 7 неизвестными функциями имеют общее измеримое решение, данное соотношениями (13) и (15). Решение зависит от одной измеримой произвольной функции $M(x, y)$ и от 8 произвольных постоянных. Система решена с помощью гиперкомплексных чисел $\theta^3 = 1$ и дуальных чисел $\varepsilon^2 = 0$.

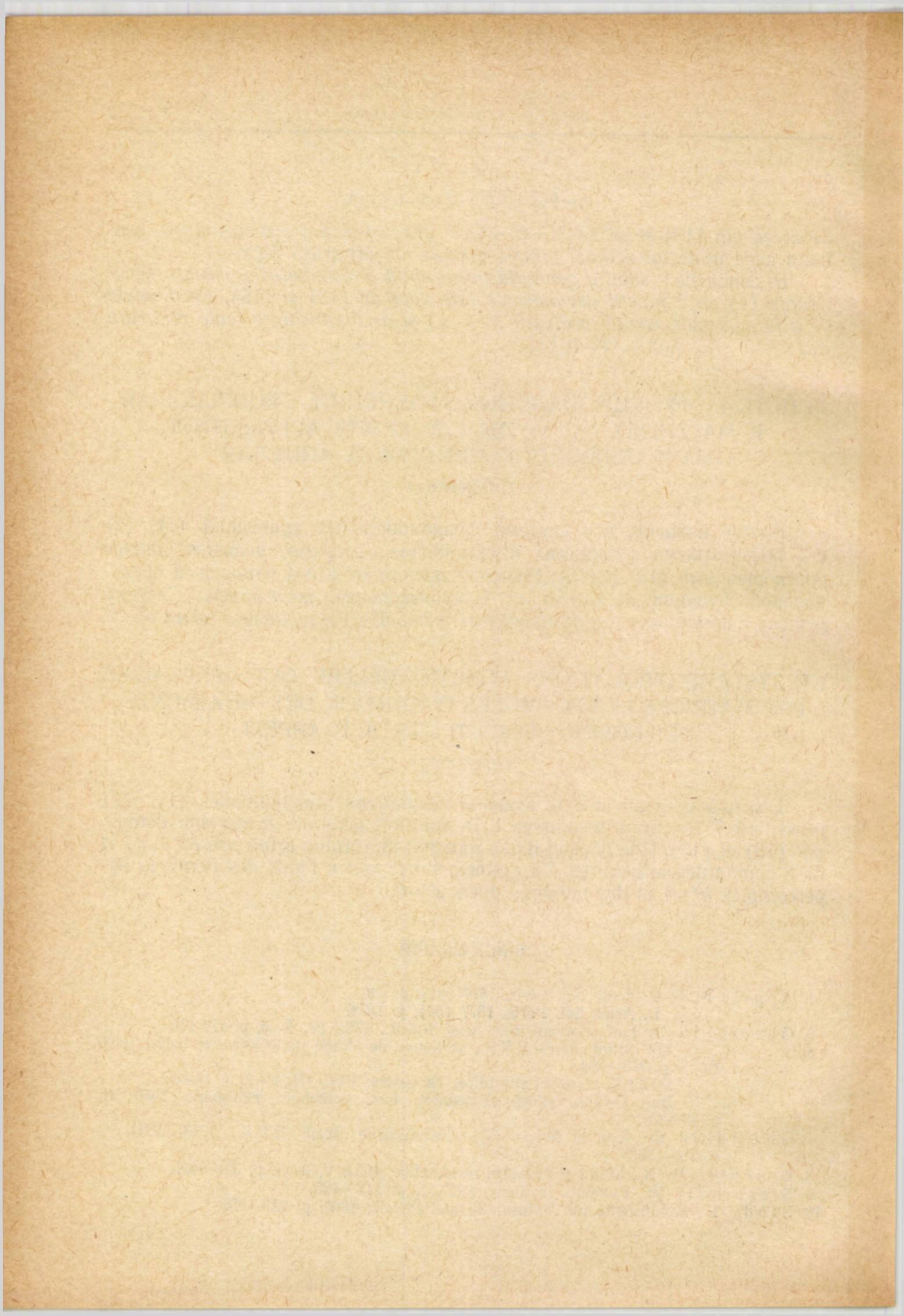
UN SYSTÈME D'ÉQUATIONS FONCTIONNELLES QUI GÉNÉRALISE PAR MATRICES LES FORMULES D'ADDITION DES ARGUMENTS DES COSINUS DIRECTEURS DE P. APPELL

(RÉSUMÉ)

L'auteur constate que le système d'équations fonctionnelles (1), (2) possédant 7 fonctions inconnues a la solution générale mesurable donnée par (13) et (15). Elle dépend d'une fonction mesurable arbitraire $M(x, y)$ et de 8 constantes arbitraires. Le système fut résolu à l'aide des nombres hypercomplexe $\theta^3 = 1$ et des nombres duels $\varepsilon^2 = 0$.

BIBLIOGRAFIE

1. Appell P., C. R. Acad. Sci. Paris, 1877 (84), p. 540.
2. — C. R. Acad. Sci. Paris, 1877 (84), p. 1374.
3. Gheorghiu O. Em., Comunicările Acad. R.P.R., 1954, IV, 5—6, p. 175—178.
4. — Bul. Stiinț. Acad. R.P.R., secțiunea de științe matematice și fizice, 1952, IV, 2, p. 273—284.
5. — Studii și cercetări științifice, Timișoara, 1956, III, 1—2, p. 17—27.
6. — Bul. Comun. științ. și tehnice, Inst. politehnic Timișoara, 1956, II, p. 33—45.
7. Gheorghiu O. Em. și Mioc V., Comunicările Acad. R.P.R., 1958, VIII, 8, p. 755—763.
8. Rosculeț M. N., Studii și cercetări matematice, 1954, V, 3—4, p. 361—401.
9. Sierpinski W., Fundam. mathem., 1920, I, p. 118—125.
10. Study E., Monatshefte für Mathematik und Physik, 1890, p. 283—355.



SOLUȚIA GENERALĂ A UNUI SISTEM DE ECUAȚII FUNCȚIONALE

DE

V. MIOC ȘI B. CRSTICI

Comunicare prezentată în Sesiunea VI-a de comunicări științifice a cadrelor didactice din 7-8 iunie 1958.

În lucrarea de față ne propunem să determinăm soluția generală a unui Sistem de ecuații funcționale cu 4 funcții necunoscute $C_1(\theta, \varphi)$, $C_2(\theta, \varphi)$, $C_3(\theta, \varphi)$ și $\mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi')$:

$$\left. \begin{aligned} \mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') C_1(\theta + \theta', \varphi + \varphi') &= C_1(\theta, \varphi) C_1(\theta', \varphi') + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 [C_2(\theta, \varphi) C_3(\theta', \varphi') + \\ &+ C_3(\theta, \varphi) C_2(\theta', \varphi')] + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3) \cdot C_3(\theta, \varphi) C_3(\theta', \varphi') \\ \mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') C_2(\theta + \theta', \varphi + \varphi') &= C_1 C_2' + C_2 C_1' - (\lambda_1 \lambda_2 + \lambda_1 \lambda_3 + \lambda_2 \lambda_3) (C_2 C_3' + \\ &+ C_3 C_2') - (\lambda_1 + \lambda_2) (\lambda_2 + \lambda_3) (\lambda_3 + \lambda_1) C_3 C_3' \\ \mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') C_3(\theta + \theta', \varphi + \varphi') &= C_1 C_3' + C_3 C_1' + C_2 C_2' + (\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 + \lambda_1 \lambda_2 + \\ &+ \lambda_2 \lambda_3 + \lambda_3 \lambda_1) C_3 C_3' + (\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3) (C_2 C_3' + C_3 C_2') \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

în care constantele λ_i sînt distincte și arbitrare. Acest sistem generalizează sistemul considerat de Oct. Em. Gheorghiu în [5] și conține drept caz particular formulele de adițiune date în această lucrare.

Dacă introducem pentru ușurința demonstrației funcțiile

$$P_i = C_1 + \lambda_i C_2 + \lambda_i^2 C_3, \quad (i=1, 2, 3) \quad (2)$$

sistemul (1) se scrie

$$\mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') P_i(\theta + \theta', \varphi + \varphi') = P_i(\theta, \varphi) P_i(\theta', \varphi'), \quad (i=1, 2, 3) \quad (3)$$

Eliminînd funcția $\mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi')$ obținem sistemul

$$U(\theta + \theta', \varphi + \varphi') = U(\theta, \varphi) U(\theta', \varphi'); \quad V(\theta + \theta', \varphi + \varphi') = V(\theta, \varphi) V(\theta', \varphi') \quad (4)$$

unde am notat

$$\frac{P_2}{P_1} = U, \quad \frac{P_3}{P_1} = V. \quad (5)$$

Soluția generală a sistemului (4) este cunoscută și după W. Sierpinski [6] are forma

$$U(\theta, \varphi) = \exp(a\theta + b\varphi); \quad V(\theta, \varphi) = \exp(c\theta + d\varphi) \quad (6)$$

în care a, b, c, d sînt constante arbitrare.

Înlocuind aceste valori (6) în (2) și ținând seama de (5), avem

$$[1 - \exp(a\theta + b\varphi)] C_1 + [\lambda_2 - \lambda_1 \exp(a\theta + b\varphi)] C_2 + [\lambda_2^2 - \lambda_1^2 \exp(a\theta + b\varphi)] C_3 = 0 \quad (7)$$

$$[1 - \exp(c\theta + d\varphi)] C_1 + [\lambda_3 - \lambda_1 \exp(c\theta + d\varphi)] C_2 + [\lambda_3^2 - \lambda_1^2 \exp(c\theta + d\varphi)] C_3 = 0$$

Sistemul (7) fiind liniar și omogen în raport cu C_1, C_2, C_3 notînd cu $M(\theta, \varphi)$ factorul de proporționalitate, $M(\theta, \varphi)$ fiind o funcție arbitrară, găsim că

$$\left. \begin{aligned} C_1(\theta, \varphi) &= M(\theta, \varphi) [\lambda_2 \lambda_3 (\lambda_3 - \lambda_2) + \lambda_1 \lambda_3 (\lambda_1 - \lambda_3) \exp(a\theta + b\varphi) + \\ &\quad + \lambda_1 \lambda_2 (\lambda_2 - \lambda_1) \exp(c\theta + d\varphi)] \\ C_2(\theta, \varphi) &= M(\theta, \varphi) [\lambda_2^2 - \lambda_3^2 + (\lambda_3^2 - \lambda_1^2) \exp(a\theta + b\varphi) + (\lambda_1^2 - \lambda_2^2) \exp(c\theta + d\varphi)] \\ C_3(\theta, \varphi) &= M(\theta, \varphi) [\lambda_3 - \lambda_2 + (\lambda_1 - \lambda_3) \exp(a\theta + b\varphi) + (\lambda_2 - \lambda_1) \exp(c\theta + d\varphi)] \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

iar din (3) deducem că

$$\mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') = V \frac{M(\theta, \varphi) M(\theta', \varphi')}{M(\theta + \theta', \varphi + \varphi')}, \quad V = |1 \quad \lambda_i \quad \lambda_i^2| \quad (9)$$

Fie sistemul de ecuații funcționale

$$\left. \begin{aligned} A(\theta + \theta', \varphi + \varphi') &= \frac{A + A' - \sum \lambda_i \lambda_j (AB' + A'B) - (\lambda_1 + \lambda_2)(\lambda_2 + \lambda_3)(\lambda_3 + \lambda_1) BB'}{1 + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (AB' + A'B) + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 \left(\sum_{i=1}^3 \lambda_i \right) BB'} \\ B(\theta + \theta', \varphi + \varphi') &= \frac{B + B' + AA' + (\sum \lambda_i^2 + \sum \lambda_i \lambda_j) BB' + (\sum \lambda_i) (AB' + A'B)}{1 + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (AB' + A'B) + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (\sum \lambda_i) BB'} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

care definește două funcții $A(\theta, \varphi), B(\theta, \varphi)$ analoage funcției $\operatorname{tg} \alpha$ din plan. În (10) am notat $A = A(\theta, \varphi), A' = A(\theta', \varphi'), \dots$, iar $\sum \lambda_i \lambda_j = \lambda_1 \lambda_2 + \lambda_1 \lambda_3 + \lambda_2 \lambda_3$.

Dacă facem substituția

$$G(\theta, \varphi) = A(\theta, \varphi) F(\theta, \varphi); \quad H(\theta, \varphi) = B(\theta, \varphi) F(\theta, \varphi) \quad (11)$$

sistemul (10) ia forma

$$\begin{aligned} & \frac{FF' + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (GH' + HG') + \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 (\sum \lambda_i) HH'}{F(\theta + \theta', \varphi + \varphi')} = \\ &= \frac{FG' + GF' - (\sum \lambda_i \lambda_j) (GH' + HG') - (\lambda_1 + \lambda_2)(\lambda_2 + \lambda_3)(\lambda_3 + \lambda_1) GH'}{G(\theta + \theta', \varphi + \varphi')} = \\ &= \frac{FH' + HF' + GG' + (\sum \lambda_i^2 + \sum \lambda_i \lambda_j) HH' + (\sum \lambda_i) (GH' + HG')}{H(\theta + \theta', \varphi + \varphi')} = \mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi') \quad (12) \end{aligned}$$

în care $F = F(\theta, \varphi), F' = F(\theta', \varphi')$, iar factorul de proporționalitate este o nouă funcție necunoscută $\mu(\theta, \theta', \varphi, \varphi')$. Dacă din sistemul (12) îndepărtăm numitorii, obținem sistemul de ecuații funcționale (1) și deci soluția generală a sistemului (10) este

$$A(\theta, \varphi) = \frac{\Phi(a\theta + b\varphi, c\theta + d\varphi)}{\Omega(a\theta + b\varphi, c\theta + d\varphi)}, \quad B(\theta, \varphi) = \frac{\psi(a\theta + b\varphi, c\theta + d\varphi)}{\Omega(a\theta + b\varphi, c\theta + d\varphi)} \quad (13)$$

ОБЩЕЕ РЕШЕНИЕ ОДНОЙ СИСТЕМЫ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ
УРАВНЕНИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы находят общее решение системы функциональных уравнений (1) в предположении измеримости неизвестных функций. Потом рассматривают систему (10), определяющую две функции аналогичные функции $\operatorname{tg} \alpha$ на плоскости. Решение этой системы авторы приводят к решению системы (1).

LA SOLUTION GÉNÉRALE D'UN SYSTÈME D'ÉQUATIONS
FONCTIONNELLES

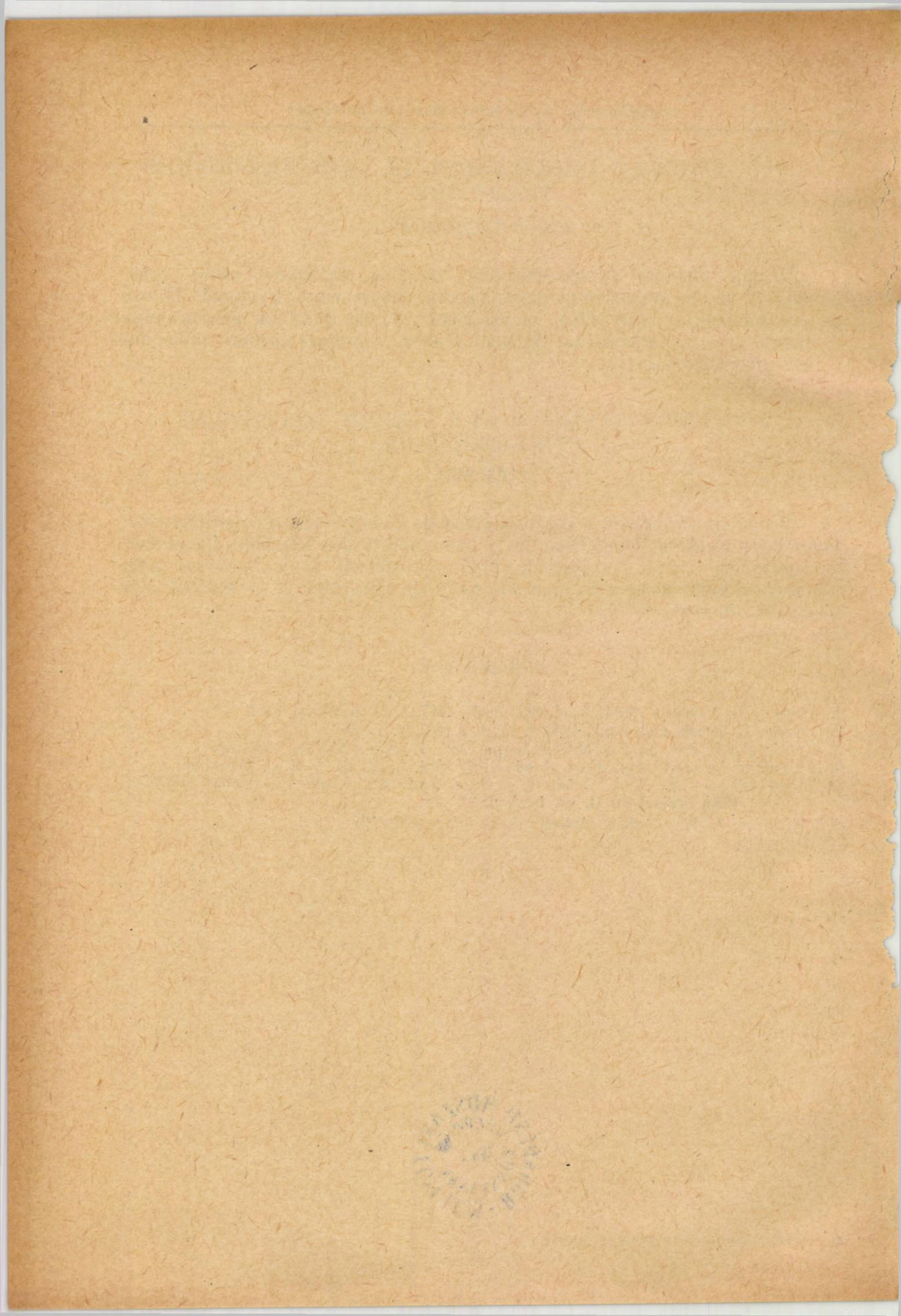
(RÉSUMÉ)

Les auteurs trouvent la solution générale d'un système d'équations fonctionnelles (1) dans l'hypothèse de la mesurabilité des fonctions inconnues. On considère ensuite le système (10) qui définit deux fonctions analogues à la fonction $\operatorname{tg} \alpha$ du plan. On réduit la résolution de ce système à la résolution du système (1).

BIBLIOGRAFIE

1. Appell P., Comptes Rend. Acad. Sci. Paris, 1877, t. 84, p. 540 și 1374.
2. Aczél J., Uspehi mat. nauk, 1956, t. XI, f. 3 (69), p. 1—66.
3. Devisme J., Ann. Sc. Fac. Sci. Toulouse, 1933, III série, t. XXV, p. 143—238.
4. Gheorghiu Oct. Em., Com. Acad. RPR, 1954, t. IV, nr. 5—6, p. 175—178.
5. Gheorghiu Oct. Em., Acad. RPR Baza Timișoara, Studii și cercetări științifice, 1955, Seria I an II, nr. 1—4, p. 27—36.
6. Sierpinski W., Fundam. Mathem., 1920, t. I, p. 116—122.





POZIȚIILE CENTRULUI DE PERCUȚIE A UNUI CORP ÎN MIȘCARE DE ROTAȚIE

DE

GH. SILAȘ, M. RADOI, I. GROȘANU, L. N. BRINDEU

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

Se știe că pentru un corp oarecare ce se poate roti în jurul unei axe fixe, există puncte situate pe o dreaptă în care dacă se aplică o anumită percuție exterioară de-a lungul ei, atunci percuțiile de legătură sînt nule. Unul din aceste puncte se numește centru de percuție, iar dreapta o vom numi *axa percuției*. Dacă se modifică axa de rotație a corpului, atunci centrul de percuție respectiv axa percuției variază. Am studiat într-o altă lucrare [1] pozițiile centrului de percuție a unei plăci plane cînd axa de rotație variază în planul plăcii și am stabilit o serie de proprietăți. În prezenta lucrare ne propunem să generalizăm rezultatele obținute anterior, presupunînd că axa de rotație variază în corp.

1. Să considerăm un corp (S) raportat la axele sale centrale principale de inerție $Gxyz$, pentru care elipsoidul central de inerție

$$a^2x^2 + b^2y^2 + c^2z^2 = h^2; \quad \left(h = \frac{H}{\sqrt{M}} \right) \quad (1)$$

este cunoscut. Ne propunem să determinăm centrul de percuție K , atunci cînd corpul se rotește în jurul unei axe $O\xi$, care trece prin punctul $O(X, Y, Z)$.

Vom considera în corp sistemul de axe $O\xi\eta\zeta$. Ca plan $O\xi\eta$ îl vom alege pe cel determinat de axa de rotație $O\xi$ și centrul de greutate G .

Sistemul $O\xi\eta\zeta$, este dat prin cosinusurile directoare ale axelor, cuprinse în tabloul:

	x	y	z
ξ	α_1	β_1	γ_1
η	α_2	β_2	γ_2
ζ	α_3	β_3	γ_3

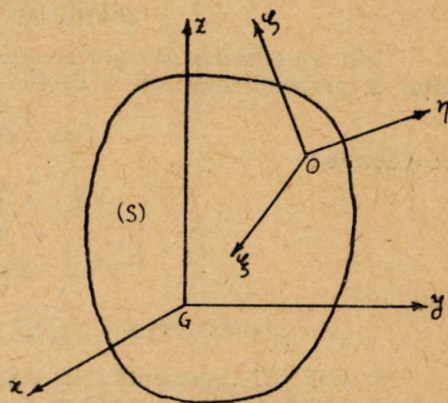


Fig. 1

Față de sistemul $O\xi\eta\zeta$, coordonatele unui punct $M(x, y, z)$ sînt :

$$\begin{aligned}\xi &= (x-X)\alpha_1 + (y-Y)\beta_1 + (z-Z)\gamma_1 \\ \eta &= (x-X)\alpha_2 + (y-Y)\beta_2 + (z-Z)\gamma_2 \\ \zeta &= (x-X)\alpha_3 + (y-Y)\beta_3 + (z-Z)\gamma_3\end{aligned}\quad (2)$$

și deci ale centrului de greutate G :

$$\xi_G = -\alpha_1 X - \beta_1 Y - \gamma_1 Z; \quad \eta_G = -\alpha_2 X - \beta_2 Y - \gamma_2 Z; \quad \zeta_G = -\alpha_3 X - \beta_3 Y - \gamma_3 Z \quad (2')$$

Dar $\zeta_G = 0$. Rezultă că avem :

$$\alpha_3 X + \beta_3 Y + \gamma_3 Z = 0. \quad (3)$$

Condiția necesară și suficientă pentru ca să existe un centru de percuție corespunzător axei de rotație $O\xi$ este

$$I_{\xi\xi} = 0 \quad (4)$$

iar ecuațiile axei percuției sînt :

$$\begin{aligned}\xi &= \frac{I_{\xi\eta}}{M\eta_G} \\ \eta &= \frac{I_{\xi\xi}}{M\eta_G}.\end{aligned}\quad (5)$$

Făcînd calculele, pentru momentele de inerție ce intervin în aceste formule găsim :

$$\begin{aligned}I_{\xi\xi} &= M[a^2\alpha_1^2 + b^2\beta_1^2 + c^2\gamma_1^2 + X^2 + Y^2 + Z^2 - (X\alpha_1 + Y\beta_1 + Z\gamma_1)^2], \\ I_{\xi\eta} &= -M[a^2\alpha_1\alpha_2 + b^2\beta_1\beta_2 + c^2\gamma_1\gamma_2 - (X\alpha_1 + Y\beta_1 + Z\gamma_1)(X\alpha_2 + Y\beta_2 + Z\gamma_2)], \\ I_{\xi\zeta} &= -M[a^2\alpha_1\alpha_3 + b^2\beta_1\beta_3 + c^2\gamma_1\gamma_3 - (X\alpha_1 + Y\beta_1 + Z\gamma_1)(X\alpha_3 + Y\beta_3 + Z\gamma_3)].\end{aligned}\quad (6)$$

2. Ținînd seama de (3) condiția (4) devine :

$$a^2\alpha_1\alpha_3 + b^2\beta_1\beta_3 + c^2\gamma_1\gamma_3 = 0. \quad (7)$$

Vom transforma această ecuație. Considerînd relațiile (3), (7) și condiția de perpendicularitate a axelor $O\xi$ și $O\zeta$

$$\alpha_1\alpha_3 + \beta_1\beta_3 + \gamma_1\gamma_3 = 0$$

se găsește :

$$\begin{vmatrix} X & Y & Z \\ \alpha_1 & \beta_1 & \gamma_1 \\ a^2\alpha_1 & b^2\beta_1 & c^2\gamma_1 \end{vmatrix} = 0 \quad (8)$$

sau

$$\beta_1\gamma_1(b^2 - c^2)X + \alpha_1\gamma_1(c^2 - a^2)Y + \alpha_1\beta_1(a^2 - b^2)Z = 0 \quad (8')$$

Ecuația (8) reprezintă deci condiția ca pentru un punct $O(X, Y, Z)$ și o axă de rotație $O\xi$ de cosinusuri directoare $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$ să existe un centru de percuție.

În particular, dacă elipsoidul central de inerție se reduce la o sferă, adică $a=b=c$; atunci (8) este identic satisfăcută. Aceasta înseamnă că, în acest caz, există un centru de percuție pentru orice axă $O\xi$. Lăsînd de o parte acest caz particular, din ecuația (8) vom deduce cîteva interpretări geometrice.

În primul rînd, presupunînd dată, direcția axei de rotație a corpului prin cosinusurile directe $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$, ecuația (8) ne arată că *punctele O prin care trebuie să treacă această axă, pentru a exista un centru de percuție corespunzător, sînt situate în planul (P) de ecuație (8), ce trece prin centrul de greutate. De altfel se constată ușor că axele de rotație respective sînt situate în planul (P) . Deci fiecărei direcții date a axei de rotație i se atașează un plan (P) ce trece prin centrul de greutate al corpului, paralel cu direcția dată.*

Să presupunem acum că este dat punctul O prin coordonatele sale X, Y, Z . Numai axelor $O\xi$ ($\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$) ce verifică ecuația (8) le corespund centre de percuție. Pentru a găsi locul geometric al acestor axe să considerăm un punct $M(x, y, z)$ de pe axa $O\xi$. Parametrii directori ai axei $O\xi$ sînt: $x-X, y-Y, z-Z$. Înlocuind în (8') rezultă:

$$(a^2 - b^2)(xyZ + \lambda YZ) + (b^2 - c^2)(XYZ + xYZ) + (c^2 - a^2)(XYZ + XYZ) = 0 \quad (9)$$

care reprezintă locul geometric al axelor $O\xi$ pentru care există centre de percuție.

Ecuația (9) reprezintă un con, dacă expresia

$$E = 2(a^2 - b^2)(b^2 - c^2)(c^2 - a^2)XYZ$$

este diferită de zero. Cum ușor se vede pentru a fi îndeplinită această condiție punctul O nu trebuie să se afle într-unul din planele centrale principale de inerție, iar momentele principale centrale de inerție să fie diferite între ele. În acest caz totalitatea axelor de rotație $O\xi$ pentru care există centre de percuție se vor găsi pe un con (L) de ecuație (9) atașat punctului O . Pentru punctele O situate într-unul din planele principale centrale de inerție, conul (L) degenerază și anume se reduce la o pereche de plane. De asemenea, dacă două momente principale centrale de inerție sînt egale atunci pentru orice punct O al corpului ecuația (9) reprezintă două plane.

O axă de rotație $O\xi$, căreia îi corespunde un centru de percuție, se va afla atît în planul (P) atașat direcției sale cît și pe conul (L) atașat oricărui punct O de pe ea.

3. Odată stabilite axele de rotație ale corpului pentru care există centre de percuție să determinăm axele percuțiilor corespunzătoare. Pentru aceasta plecăm de la ecuațiile (5) care ținînd seama de (7) devin:

$$\begin{aligned} x\alpha_1 + y\beta_1 + z\gamma_1 &= \frac{a^2\alpha_1\alpha_2 + b^2\beta_1\beta_2 + c^2\gamma_1\gamma_2}{X\alpha_2 + Y\beta_2 + Z\gamma_2} \\ x\alpha_2 + y\beta_2 + z\gamma_2 &= -\frac{a^2\alpha_1^2 + b^2\beta_1^2 + c^2\gamma_1^2}{X\alpha_2 + Y\beta_2 + Z\gamma_2} \end{aligned} \quad (10)$$

A fiind intersecţia acestei drepte cu planul xGy , ecuaţiile (10), dacă se ţine seama de (3) şi (7) pot fi scrise astfel :

$$\frac{x-x_A}{\alpha_3} = \frac{y-y_A}{\beta_3} = \frac{z-z_A}{\gamma_3} \quad (11)$$

unde :

$$x_A = \frac{b^2\beta_1}{\alpha_1 Y - \beta_1 X}, \quad y_A = -\frac{a^2\alpha_1}{\alpha_1 Y - \beta_1 X}, \quad z_A = 0. \quad (11')$$

De unde se vede că axa percuţiei este paralelă axei $O\xi$.

Coordonatele punctului A depind de coordonatele punctului O' proiecţia lui O pe planul xGy şi de direcţia dată a axei de rotaţie. Se mai observă că acestea sînt aceleaşi cu coordonatele centrului de percuţie al unei plăci plane studiate în lucrarea [1]. Rezultă de aici că punctul A are proprietăţi geometrice asemănătoare cu proprietăţile centrului de percuţie ale unei plăci plane. Astfel, pentru o axă de rotaţie de direcţie dată, conţinută în planul (P) ataşat acestei direcţii, locul geometric al punctului A cînd axa de rotaţie ocupă toate poziţiile posibile în planul (P) este dreaptă

$$y = -\frac{a^2\alpha_1}{b^2\beta_1} x \quad (12)$$

care trece prin origine. Această dreaptă este chiar diametrul conjugat direcţiei de parametrii directori α_1, β_1 din planul xGy , faţă de elipsa centrală de inerţie din planul xGy ($h=ab$).

Dacă considerăm punctul O' dat şi direcţia axei de rotaţie variabilă, punctele A se vor găsi pe dreapta :

$$\frac{xX}{b^2} + \frac{yY}{a^2} + 1 = 0. \quad (13)$$

Această dreaptă este identică cu cea găsită în lucrarea [1] pentru centrul de percuţie a unei plăci plane şi anume este polara punctului O'' ($-X, -Y, O$) în raport cu elipsa centrală de inerţie din planul xGy ($h=ab$). Se mai observă că dreapta (13) determinată anterior este aceeaşi pentru toate punctele O situate pe o paralelă la axa Gz .

În concluzie, punctul A se găseşte la intersecţia dintre polara punctului O'' în raport cu elipsa centrală de inerţie din planul xGy ($h=ab$) şi diametrul conjugat direcţiei de parametrii directori α_1, β_1 , în raport cu aceeaşi elipsă.

În mod asemănător, se poate arăta că axa percuţiei (11) trece şi prin punctele $B(x_B, y_B, z_B)$ şi $C(x_C, y_C, z_C)$ avînd aceleaşi proprietăţi

$$x_B = 0, \quad y_B = \frac{c^2\gamma_1}{\beta_1 Z - \gamma_1 Y}, \quad z_B = -\frac{b^2\beta_1}{\beta_1 Z - \gamma_1 Y}$$

şi

$$x_C = -\frac{c^2\gamma_1}{\gamma_1 X - \alpha_1 Y}, \quad y_C = 0, \quad z_C = \frac{a^2\alpha_1}{\gamma_1 X - \alpha_1 Y}.$$

4. Să presupunem dată, direcția axei de rotație a corpului. Axa de rotație va fi situată în planul (P). Ne propunem să determinăm locul geometric al axei percuției când axa de rotație ia toate pozițiile posibile în planul (P).

Ținând seama de (7) și (10), obținem ecuația

$$\alpha_1 a^2 x + \beta_1 b^2 y + \gamma_1 c^2 z = 0 \quad (14)$$

care nu depinde de punctul O . Aceasta reprezintă locul geometric al axelor de percuție corespunzător direcției axei de rotație de cosinusuri directoare $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$ când punctul O variază în planul (P). Planul (R) determinat de (14) este planul diametral conjugat direcției de rotație date față de elipsoidul central principal de inerție. Acest plan este perpendicular pe planul (P) atașat direcției de cosinusuri directoare $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$.

Să presupunem acum O fix. Axele de rotație vor fi situate pe conul (L) atașat punctului O . Să determinăm locul geometric al axei percuției când axa de rotație ocupă toate pozițiile posibile pe conul (L). Axa percuției va fi determinată de ecuația (11). Ea se va găsi și în planul (R) determinat de (15). Pe de altă parte axa percuției se va găsi și într-un plan (Q) perpendicular pe axa de rotație și care trece prin punctul A determinat anterior (11'). Ecuația lui este :

$$x\alpha_1 + y\beta_1 + z\gamma_1 = \frac{(b^2 - a^2)\alpha_1\beta_1}{\alpha_1\gamma_1 - \beta_1\gamma_1} \quad (15)$$

Eliminând pe $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$ între relațiile (8), (14) și (15) se găsește locul geometric al axelor percuțiilor când punctul O este fixat și direcția axei de rotație a corpului variază. Calculul ne conduce la ecuația

$$a^2 X^2 x^2 + b^2 Y^2 y^2 + c^2 Z^2 z^2 + (a^2 + b^2) XYxy + (b^2 + c^2) YZyz + (c^2 + a^2) XZxz + \\ + a^2 (b^2 + c^2) Xx + b^2 (c^2 + a^2) Yy + c^2 (a^2 + b^2) Zz + a^2 b^2 c^2 = 0 \quad (16)$$

care reprezintă o suprafață de gradul doi, adică locul geometric al axelor de percuție când axa de rotație variază, luând diferite poziții ce trec prin O , este o cuadrică.

Să studiem natura cuadricei (16). Pentru aceasta trebuie să determinăm invariantii ecuației cuadricei și anume

$$\Delta = \frac{1}{16} (a^2 - b^2)^2 (b^2 - c^2)^2 (c^2 - a^2)^2 X^2 Y^2 Z^2$$

$$\delta = 0.$$

$$I = a^2 X^2 + b^2 Y^2 + c^2 Z^2$$

$$J = -\frac{1}{4} [(a^2 - b^2)^2 X^2 Y^2 + (b^2 - c^2)^2 Y^2 Z^2 + (c^2 - a^2)^2 X^2 Z^2].$$

Ecuația în S este

$$S^2 - IS + J = 0$$

și deci

$$S_1 S_2 = J < 0.$$

În cazul general cînd $\Delta \neq 0$, cuadrica considerată este un paraboloid hiperbolic. Acesta este cazul în care punctului O i se atașează conul (L) al axelor de rotație. Pentru puncte O situate în planele principale centrale de inerție cuadrica se reduce la o pereche de plane. Dacă, două momente principale centrale de inerție sînt egale atunci pentru orice punct O al corpului cuadrica se reduce de asemenea la o pereche de plane.

5. Paraboloidul hiperbolic este o suprafață riglată avînd două sisteme de generatoare rectilinii. Pentru a găsi aceste generatoare scriem ecuația cuadricei (16) sub forma :

$$(a^2Xx + b^2Yy + c^2Zz + a^2b^2)(Xx + Yy + Zz + c^2) = (a^2 - c^2)(b - c^2)Zz. \quad (16')$$

Deci, sistemele de generatoare rectilinii sînt :

$$\begin{aligned} a^2Xx + b^2Yy + [c^2 - \lambda(a^2 - c^2)(b^2 - c^2)]Zz + a^2b^2 &= 0, \\ \lambda(Xx + Yy + Zz + c^2) &= 1 \end{aligned} \quad (17)$$

și

$$\begin{aligned} \mu(a^2Xx + b^2Yy + c^2Zz + a^2b^2) &= 1 \\ Xx + Yy + [1 - \mu(a^2 - c^2)(b^2 - c^2)]Zz + c^2 &= 0. \end{aligned} \quad (18)$$

Ținînd seama că axele de percuție intersectează planul xGy în puncte situate pe dreapta (13), se constată că numai primul sistem de generatoare rectilinii (17) reprezintă axele de percuție. Comparînd (17) cu ecuația (14) a planului (R) care trebuie să conțină aceste generatoare rectilinii rezultă că axa de rotație a corpului va avea parametrii directori

$$\begin{aligned} l &= X(1 + \lambda b^2 - \lambda c^2) \\ m &= Y(1 + \lambda a^2 - \lambda c^2) \\ n &= Z(1 + \lambda a^2 + \lambda b^2 - 2\lambda c^2 + \lambda^2 a^2 b^2 - \lambda^2 a^2 c^2 - \lambda^2 b^2 c^2 + \lambda^2 c^4). \end{aligned} \quad (19)$$

6. Fie

$$F(x, y, z) = 0$$

ecuația suprafeței care mărginește corpul (S).

Dreapta (17) intersectează suprafața (20) în puncte $M_\lambda[x(\lambda), y(\lambda), z(\lambda)]$ obținute rezolvînd sistemul de ecuații (17) și (20).

Dacă λ variază, aceste puncte descriu o curbă (Γ) situată pe suprafața (20). Considerînd un punct M_λ al curbei (Γ), prin acesta trece o axă de percuție dată de (17), iar axa de rotație corespunzătoare ce trece prin O are direcția dată de (19).

ПОЛОЖЕНИЯ УДАРНОГО ЦЕНТРА ТЕЛА ВО ВРАЩАТЕЛЬНОМ ДВИЖЕНИИ

(РЕЗЮМЕ)

Дается твердое тело (S), могущее вращаться вокруг оси. В работе изучаются положения ударного центра, соответственно ударная ось, когда ось вращения занимает разные положения. Во первых, предпо-

лагая данным направление оси вращения тела $(\alpha_1, \beta_1, \gamma_1)$ указывается, что для того чтобы существовал ударный центр, соответствующие оси вращения должны находиться в плоскости (P) уравнений (8) соответствующей этому направлению. В этом случае, оси удара находятся в плоскости (R) уравнений (14), перпендикулярно плоскости (P) , которая и является плоскостью диаметрально сопряженной с направлением вращения относительно главного центрального эллипсоида инерции. Если дана точка $O, (X, Y, Z)$, через которую проходят разные оси вращения, тогда оси вращения тела, которым соответствуют ударные центры расположены на конусе (L) уравнения (9), соответствующему точке O . В этом случае геометрическим местом осей ударов будет квадрига (16), в основном представляющая собою гиперболический параболоид. Семейство прямолинейных образующих (17) этого параболоида представляет собою ударные оси.

LA POSITION DU CENTRE DE PERCUSSION D'UN CORP EN ROTATION

(RÉSUMÉ)

On considère un corps solide (S) qui peut tourner autour d'une axe. On étudie les positions du centre de percussion, respectivement celles de l'axe de percussion, quand l'axe de rotation occupe de différentes positions. Tout d'abord supposant que la direction de l'axe de rotation du corps est donnée $(\alpha_1, \beta_1, \gamma_1)$, pour rendre possible l'existence d'un centre de percussion, on montre que les axes de rotation correspondantes doivent être situées dans le plan (P) d'équation (8) attaché à cette direction. En ce cas les axes de percussion sont situées dans un plan (R) d'équation (14) perpendiculaire au plan (P) , qui est exactement le plan diamétralement conjugué à la direction de rotation par rapport à l'ellipsoïde central principal d'inertie. Si le point $O(X, Y, Z)$ par lequel passent les axes de rotation, est donné, alors les axes de rotation des corps, auxquelles correspondent des centres de percussion, sont situées sur le cône (L) d'équation (9) attaché au point O . En ce cas le lieu géométrique des axes de percussion est la quadrique (16), qui en général est un parabolôïde hyperbolique. La famille des génératrices rectilignes (17) de ce parabolôïde représente les axes de percussion.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Silaş, M. Rădoi, I. Groşanu, L. Brindeu, Pozitiile centrului de percucie a unei plăci plane, Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic Timişoara, t4 (18), ian.—dec. 1959.
2. V. Vilcovici, Şt. Bălan, R. Voinea, *Mecanică teoretică*, Ed. Tehnică 1959.
3. G. Vrînceanu, *Geometrie analitică şi proiectivă*, Ed. Tehnică 19 1954.
4. A. Stoenescu şi Gh. Silaş, *Curs de mecanică teoretică*, Ed. Tehnică 1957.

AXA PERCUȚIEI APLICATĂ UNUI CORP CU PUNCT FIX

DE

GH. SILAȘ, M. RĂDOI, I. GROȘANU, N. L. BRINDEU

Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 30—31 ianuarie 1961.

Dacă se aplică o percuție exterioară unui corp rigid supus la legături, asupra corpului vor acționa și percuțiile de legătură corespunzătoare. Vom numi axă a percuției dreapta de-a lungul căreia dacă este aplicată percuția exterioară, percuțiile de legătură sînt nule. Unul din punctele acestei axe este centrul de percuție.

Este cunoscută problema centrului de percuție al unui corp rigid ce se poate roti în jurul unei axe fixe. Pentru acest caz am studiat în alte lucrări [1], [2], distribuția centrelor de percuție cînd axa de rotație ocupă diferite poziții.

În prezenta lucrare vom studia distribuția centrelor de percuție pentru corpul rigid cu un punct fix.

1. Fie un corp rigid (S) cu un punct fix O . Să presupunem că într-un punct A se aplică corpului (S) o percuție exterioară P . În O va acționa asupra corpului și percuția de legătură P' .

Pentru a studia efectul produs de percuția exterioară asupra corpului vom aplica teoremele impulsului în raport cu punctul O :

$$\Delta H = \bar{P} + \bar{P}'$$

$$\Delta K = \bar{r} \times P \quad (1)$$

unde $\Delta H = M(\Delta \omega \times \bar{r}_G)$. Aici s-a notat cu $\Delta \omega = \omega - \omega_0$, variația vitezei unghiulare datorită percuției, cu $\bar{r}_G$ și $\bar{r}$ vectorii de poziție, respectiv al centrului de greutate al corpului și al punctului A .

Dacă se cunoaște percuția $\bar{P}$ și punctul său de aplicație A , se poate determina $\Delta \omega$ din ultima ecuație din (1), iar apoi percuția de legătură $\bar{P}'$ din cealaltă. În felul acesta problema este complet rezolvată.

2. Ne propunem să găsim condițiile ce trebuie îndeplinite ca să nu avem percuție de legătură în punctul O , adică $\bar{P}' = 0$.

În această situație ecuațiile (1) vor deveni

$$\Delta \bar{H} = \bar{P}$$

$$\Delta K = \bar{r} \times \bar{P}. \quad (2)$$

Ținând seama că avem

$$\Delta \vec{H} = M(\Delta \vec{\omega} \times \vec{r}_G)$$

prima ecuație ne conduce la următoarea condiție: *percuția P trebuie să fie perpendiculară pe vectorul $\vec{r}_G$, adică pe dreapta ce unește punctul fix cu centrul de greutate al corpului*. Tot din ecuația (1) rezultă că în acest caz, variația necunoscută $\Delta \vec{\omega}$ a vitezei unghiulare va fi situată într-un plan perpendicular pe percuția aplicată $\vec{P}$.

Să presupunem acum precizată direcția de aplicație a percuției P în condițiile de mai sus. Pentru a determina axa acestei percuții vom alege un sistem de axe $O\xi\eta\zeta$, astfel: originea punctul fix O , axa $O\xi$ să treacă prin G , iar axa $O\xi$ paralelă cu percuția $\vec{P}$. Vom avea $\vec{r}_G = \zeta_G \vec{e}_0$ și $\vec{P} = P \vec{e}_0$.

Proiectând pe axe ecuațiile (2) obținem

$$\begin{aligned} M\zeta_G \Delta \omega_\eta &= P \\ -M\zeta_G \Delta \omega_\xi &= 0 \\ I_{11} \Delta \omega_\xi + I_{12} \Delta \omega_\eta + I_{13} \Delta \omega_\zeta &= 0 \\ I_{21} \Delta \omega_\xi + I_{22} \Delta \omega_\eta + I_{23} \Delta \omega_\zeta &= \zeta P \\ I_{31} \Delta \omega_\xi + I_{32} \Delta \omega_\eta + I_{33} \Delta \omega_\zeta &= -\eta P \end{aligned} \quad (2')$$

unde I_{ij} sînt elementele tensorului de inerție,

$$J = \| I_{ij} \| \quad i, j = 1, 2, 3.$$

iar ξ, η, ζ sînt coordonatele punctului A de aplicație a percuției.

Rezolvînd sistemul (2') găsim pentru necunoscuta $\Delta \omega$:

$$\begin{aligned} \Delta \omega_\xi &= 0 \\ \Delta \omega_\eta &= \frac{P}{M\zeta_G} \\ \Delta \omega_\zeta &= -\frac{I_{12}P}{M\zeta_G I_{13}} \end{aligned} \quad (3)$$

sau

$$\Delta \vec{\omega} = \frac{P}{M\zeta_G I_{13}} (I_{13} \vec{e}_0 - I_{12} \vec{e}_\eta) \quad (3')$$

Din celelalte ecuații rezultă că punctul A , respectiv centrul de percuție, va trebui să se afle pe următoarea axă a percuției:

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{\lambda_{12}}{M\zeta_G I_{13}} \\ \zeta &= -\frac{\lambda_{13}}{M\zeta_G I_{13}} \end{aligned} \quad (4)$$

unde

$$\lambda_{12} = \begin{vmatrix} I_{21} & I_{23} \\ I_{31} & I_{33} \end{vmatrix}, \quad \lambda_{13} = \begin{vmatrix} I_{21} & I_{22} \\ I_{31} & I_{32} \end{vmatrix} \quad (4')$$

Se poate arăta și reciproc că dacă percuția exterioară este aplicată de-a lungul axei (4) atunci percuția de legătură $\bar{P}'=0$. Deci condiția este necesară și suficientă.

Din ecuațiile (4) se vede că pentru a exista un centru de percuție este necesar ca centrul de greutate G al corpului să nu coincidă cu punctul fix și momentul de inerție $I_{13} \neq 0$.

3. Pentru a studia distribuția centrelor de percuție, respectiv locul geometric al axelor de percuție (4) când direcția percuției $\bar{P}$, perpendiculară pe dreapta OG , ia toate pozițiile posibile, vom proceda astfel: vom considera sistemul $Oxyz$ de axe principale de inerție corespunzător punctului O . Fie a, b, c razele principale de inerție ale corpului în raport cu aceste axe. Sistemul de axe anterior $O\xi\eta\zeta$ va fi determinat prin cosinusurile directe cuprinse în tabloul

	x	y	z
ξ	α_1	β_1	γ_1
η	α_2	β_2	γ_2
ζ	α_3	β_3	γ_3

(5)

Axa percuției este dată de ecuația (4) în care avem

$$\begin{aligned} I_{13} &= M(\alpha_1\alpha_3a^2 + \beta_1\beta_3b^2 + \gamma_1\gamma_3c^2), \\ \lambda_{12} &= -M^2(\alpha_1\alpha_2b^2c^2 + \beta_1\beta_2a^2c^2 + \gamma_1\gamma_2a^2b^2) \\ \lambda_{13} &= M^2(\alpha_1\alpha_3b^2c^2 + \beta_1\beta_3a^2c^2 + \gamma_1\gamma_3a^2b^2). \end{aligned} \quad (6)$$

De asemenea mai avem

$$\frac{x_G}{\alpha_3} = \frac{y_G}{\beta_3} = \frac{z_G}{\gamma_3} = \zeta_G, \quad \zeta_G = \sqrt{x_G^2 + y_G^2 + z_G^2} \quad (7)$$

deoarece centrul de greutate $G(x_G, y_G, z_G)$ se află pe axa $O\zeta$.

Coordonatele centrului de percuție A față de cele două sisteme de axe sînt legate prin ecuațiile

$$\begin{aligned} \xi &= \alpha_1x + \beta_1y + \gamma_1z \\ \eta &= \alpha_2x + \beta_2y + \gamma_2z \\ \zeta &= \alpha_3x + \beta_3y + \gamma_3z. \end{aligned} \quad (8)$$

Din relațiile (4), (6) și (7) găsim

$$a^2(c^2 - b^2)\beta_1\gamma_1x + b^2(a^2 - c^2)\alpha_1\gamma_1y + c^2(b^2 - a^2)\alpha_1\beta_1z = 0. \quad (9)$$

și

$$\begin{aligned} (x_Gx + y_Gy + z_Gz)(\alpha_1a^2x_G + \beta_1b^2y_G + \gamma_1c^2z_G) + \\ + \alpha_1b^2c^2x_G + \beta_1a^2c^2y_G + \gamma_1a^2b^2z_G = 0 \end{aligned} \quad (10)$$

care împreună cu

$$\alpha_1x_G + \beta_1y_G + \gamma_1z_G = 0 \quad (11)$$

formează un sistem omogen de trei ecuații în raport cu $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$.

Locul geometric al axelor de percuție, când direcția percuției ia toate pozițiile, se obține eliminând pe α_1 , β_1 , γ_1 între ecuațiile (9), (10), (11) și anume:

$$a^2 x_G^2 x^2 + b^2 y_G^2 y^2 + c^2 z_G^2 z^2 + (a^2 + b^2) x_G y_G xy + (b^2 + c^2) y_G z_G yz + (c^2 + a^2) x_G z_G xz - \\ - a^2 (b^2 + c^2) x_G x - b^2 (c^2 + a^2) y_G y - c^2 (a^2 + b^2) z_G z + a^2 b^2 c^2 = 0. \quad (12)$$

Această ecuație reprezintă o cuadrică pe care o vom numi quadrica centrelor de percuție a corpului cu un punct fix. Fiecărui punct fix O al corpului i se atașează o cuadrică (12) a centrelor de percuție.

4. Cuadrica centrelor de percuție (12) se studiază la fel cu quadrica obținută în cazul corpului ce se poate roti în jurul unei axe fixe [2]. Într-adevăr invarianții quadriciei sînt

$$\Delta = \frac{1}{16} (a^2 - b^2)^2 (b^2 - c^2)^2 (c^2 - a^2)^2 x_G^2 y_G^2 z_G^2$$

$$\delta = 0$$

$$I = a^2 x_G^2 + b^2 y_G^2 + c^2 z_G^2$$

$$J = -\frac{1}{4} [(a^2 - b^2)^2 x_G^2 y_G^2 + (b^2 - c^2)^2 y_G^2 z_G^2 + (c^2 - a^2)^2 x_G^2 z_G^2].$$

În general deci, quadrica (12), este un paraboloid hiperbolic. Dacă însă centrul de greutate G al corpului se află într-unul din planele determinate de axele $Oxyz$ sau dacă două momente principale de inerție sînt egale, atunci quadrica se reduce la două plane.

Scriind ecuația (12) sub forma

$$(x_G x + y_G y + z_G z - c^2) (a^2 x_G x + b^2 y_G y + c^2 z_G z - a^2 b^2) = \\ = (b^2 - c^2) (c^2 - a^2) z_G z. \quad (12')$$

găsim generatoarele rectilinii ale paraboloidului hiperbolic:

$$a^2 x_G x + b^2 y_G y + [c^2 - \lambda (c^2 - a^2) (b^2 - c^2)] z_G z - a^2 b^2 = 0 \\ \lambda (x_G x + y_G y + z_G z - c^2) = 1 \quad (13)$$

și

$$\mu (a^2 x_G x + b^2 y_G y + c^2 z_G z - a^2 b^2) = 1 \\ x_G x + y_G y + [1 - \mu (c^2 - a^2) (b^2 - c^2)] z_G z - c^2 = 0. \quad (14)$$

Ținînd seama că axele de percuție trebuie să fie perpendiculare pe axele de rotație corespunzătoare, se constată că numai primul sistem de generatoare rectilinii (13) reprezintă axele de percuție.

УДАРНАЯ ОСЬ ПРИЛОЖЕННАЯ К ТЕЛУ С НЕПОДВИЖНОЙ ТОЧКОЙ

(РЕЗЮМЕ)

Определяется как ударная ось прямая, прилагая вдоль которой внешний удар, связанной удар будет нулевым. Указывается, что ударная ось перпендикулярна к прямой OG , которая соединяет неподвижную точку с центром тяжести. Выбирая ось $O\xi$ параллельную удару, таким образом чтобы $O\xi$ проходила через G , устанавливаются уравнения (4) ударной оси.

Затем указывается, что геометрическое место всех ударных осей соответствующих неподвижной точке есть квадрига (12), которая в основном представляет гиперболический параболоид. Семейство образующих (13) представляет собою ударные оси.

L'AXE DE PERCUSSION APPLIQUEE A UN CORP A POINT FIXE

(RESUME)

On définit comme axe de percussion la ligne droite, le long de laquelle, si on applique une percussion extérieure, la percussion de liaison est nulle. On montre que l'axe de percussion est perpendiculaire à la ligne droite OG , qui lie le point fixe avec le centre de gravité. Si on considère l'axe $O\xi$ parallèle à la percussion et $O\xi$ passant par G , on détermine les équations (4) de l'axe de percussion.

On montre encore que le lieu géométrique de toutes les axes de percussion correspondentes au point fixe O est la quadrique (12), ce qui est en général un paraboloid hyperbolique. La famille des génératrices (13) représente les axes de percussion.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Silaș, M. Rădoi, I. Groșanu, L. Brindeu, Pozițiile centrului de percuție a unei plăci plane, Bul. șt. și teh. al I.P.T., t4 (18), ian.—dec. 1959.
2. Gh. Silaș, M. Rădoi, I. Groșanu, L. Brindeu, Pozițiile centrului de percuție a unui corp în mișcare de rotație, Bul. șt. și teh. al I.P.T., apărut în acest tom.
3. V. Vilcovici, Șt. Bălan, R. Voinea, *Mecanică teoretică*, Ed. Tehnică 1959.
4. G. Vrinceanu, *Geometrie analitică și proiectivă*, Ed. Tehnică 1959.
5. A. Stoienescu și Gh. Silaș, *Curs de mecanică teoretică*, Ed. Tehnică 1957.

CERCETĂRI ASUPRA FORMĂRII ULTRAMARINULUI

I. OBTINEREA ULTRAMARINULUI PRIMAR

DE

C. DRAGULESCU, V. GEȚIA și P. TRIBUNESCU

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

Procedeele actuale de fabricație a ultramarinului folosesc ca materie primă în general, un caolin de calitate superioară în amestec cu sulf, carbonat de sodiu și cuarț, cărora li se adaugă ca agenți reducători cărbune, smoală sau colofoniu necesari asigurării condițiilor de formare a polisulfurilor de sodiu. Procesul de formare a ultramarinului bazându-se pe o serie de reacții în fază solidă, amestecul brut obținut se macină în mori cu bile la un grad cit mai înaintat de finete, se introduce în creuzete de argilă refractară și se calcinează în cuptoare, la temperaturi cuprinse între 750—850 °C, un anumit timp, timp care depinde de amestecul brut, precum și de tipul și mărimea cuptorului. În urma încălzirii până la această temperatură, într-un mediu reducător, se formează ultramarinul primar de culoare verde, care menținut un anumit timp într-o atmosferă slab oxidantă, sub acțiunea bioxidului de sulf trece în ultramarinul de culoare albastră. Există și procedee la care cele două faze sînt discontinue.

În general procesul complet de obținere a ultramarinului durează în medie între 10 și 14 zile.

La noi în țară obținerea ultramarinului se face într-o singură operație continuă, care cuprinde ambele faze.

Procedeul cu creuzete are însă o serie de dezavantaje. Creuzetele folosite trebuie să aibă porozitate uniformă, altfel în produsul final apar diferite forme de deșeuri. Calcinarea creuzetelor se face prin încălzire directă, lucru care duce atît la pierderea unei mari cantități din sulful introdus în șarje cit și la greutate în menținerea și reglarea atmosferei gazoase din cuptor. Încărcarea creuzetelor făcîndu-se manual, muncitorul este supus în permanență acțiunii prafului. Pe lîngă acestea prețul de cost al produsului este ridicat prin consumul mare de creuzete datorită spargerilor la calcinare și prin lovire cit și prin consumul ridicat de combustibil necesar încălzirii masei de creuzete, care de multe ori depășește masa încărcăturii utile.

Pentru perfecționarea procesului tehnologic s-au brevetat o serie de metode, care de cele mai multe ori se referă la înlocuirea unui tip de cuptor cu altul, la asigurarea unei atmosfere inerte etc. Dar aceste brevete în general nu sînt puse în practică. În literatura de specialitate se găsesc și lucrări care diferă prin materiile prime folosite în fabricație sau prin proporțiile acestora în amestecul inițial [1], [2], [3], [4], [5], [6]. Un număr mai mic de lucrări urmăresc stabilirea produșilor de reacție în diferitele faze [7], găsirea unor metode optime de calcinare a șarjelor [8], studiază mecanismul de formare [9] sau urmăresc prin studii roentgenografice procesul de formare a ultramarinului [5].

Cunoștințele relativ reduse pe care le avem asupra procesului de formare a ultramarinului se datoresc în mare măsură faptului că majoritatea cercetărilor s-au efectuat la scară industrială, unde studiul factorilor care influențează procesul se face mult mai dificil decît în laborator. Pînă nu de mult timp a existat părerea de altfel, că ultramarinul nu se poate obține în laborator.

Scopul prezentei lucrări este de a studia în laborator, condițiile obținerii unui ultramarin primar bogat în sulf, care supus oxidării să dea un produs de calitate bună și în condiții economice avantajoase. În lucrare s-a căutat să se stabilească un regim tehnologic care să nu necesite creuzete și care să asigure totodată și condițiile specifice, necesare reacției de formare a ultramarinului.

În acest sens literatura menționează brichetarea amestecului inițial ce urmează a fi supus calcinării [10]. Brichetarea se impune logic prin aceea că asigură contactul intim între reactanți și oferă avantaje economice în cazul aplicării pe plan industrial.

În elaborarea procedeului arătat am folosit ca materie primă de bază un caolin spălat, de Aghireș, cu un conținut mediu de 80,14% caolinit, 17,05% cuarț și 1,34% feldspat, calcinat în prealabil pînă la un conținut în apă de 10,6%.

Probele executate aveau următoarea compoziție :

— Caolin	= 35,30 % (fără apă)
— Cuarț	= 3,50 %
— Sulf	= 30,00 %
— Sodă anh.	= 26,50 %
— NaOH	= 0,47 %
— Mangal	= 1,88 %
— Smoală	= 2,35 %

compoziție care cu mici variații este utilizată în general și în industrie.

MODUL DE LUCRU

Amestecul inițial de compoziția arătată, după măcinare a fost supus brichetării, iar brichetele obținute s-au calcinat într-un cuptor electric tubular, folosind instalația arătată în figura 1.

Prin încercări preliminare s-a stabilit diagrama de încălzire a amestecului pînă la temperatura de lucru. La stabilirea vitezei de încălzire, s-a avut în vedere că între 300 și 400 °C are loc reacția dintre sulf și sodă cu formarea polisulfurilor alcaline. Astfel între aceste temperaturi viteza de încălzire s-a stabilit la 100° pe oră, iar pentru restul intervalului de temperatură s-a încălzit cu viteza de 200° pe oră. După ce reacția a avut loc, tubul se răcește brusc, cu un curent de aer, astfel ca în timp de 10 minute temperatura să ajungă la 40—50°.

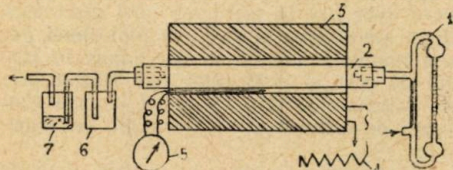


Fig. 1. Schema instalației de ardere a probelor :

1 — Reometru ; 2 — tub porțelan, $d=1,8$ cm ;
3 — cuptor electric ; 4 — Reostat ; 5 — milivoltmetru ; 6 — Vas tampon ; 7 — Vas cu soluție alcalină pentru absorbtia gazelor.

Puterea de colorare a pigmentului ultramarin depinde însă și de felul în care este condusă oxidarea acestuia în faza 2-a. Pentru controlul puterii de colorare, la fiecare probă s-a executat și faza de oxidare, care dealtfel se află încă în studiu. Pe diagrama din figura 2, porțiunea (b) a curbei cores-

punde fazei de oxidare. La toate probele s-a lucrat cu instalația descrisă, la temperatura de 420°C și cu un debit de aer de $25\text{--}30\text{ cm}^3$ pe minut, timp de $2,5\text{--}3$ ore. (Acești parametri au fost stabiliți pe baza unor date din literatură și în urma încercărilor preliminare din laborator).

În aplicarea acestei metode o mare importanță are densitatea la care sînt comprimate brichetele și pentru aceasta s-a căutat pe bază de încercări să se stabilească densitatea optimă de lucru. Brichetele de densitate mică se pot obține cu prese ce lucrează la presiuni scăzute și dau produse poroase, cari se oxidează ușor în faza doua, însă avînd o slabă rezistență mecanică, sînt

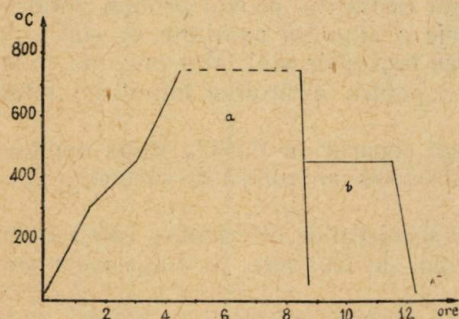


Fig. 2. Diagrama de încălzire.

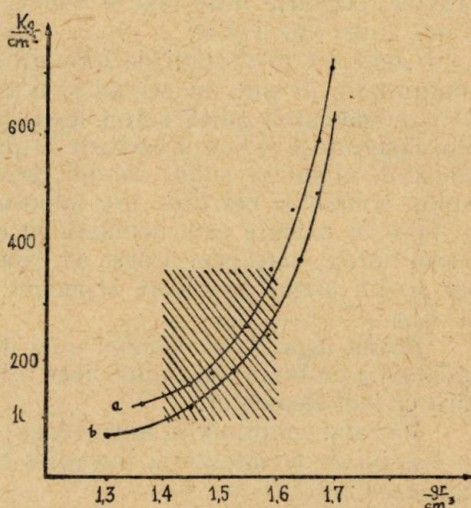


Fig. 3. Dependența densității brichetelor de presiunea de comprimare.

sfărîmicioase și nu rezistă la operațiile de încărcare a cuptoarelor.

Brichetele de densitate mai mare necesită și presiuni mai ridicate de comprimare, însă posedă rezistență mecanică suficientă și permit o încărcare mai mare a cuptoarelor la același volum. Dar densitatea brichetelor nu poate depăși o anumită limită, pentru că produsul primar obținut ar fi insuficient de poros și oxidarea acestuia în faza a doua se face mult mai greu.

La comprimare, materialul nu se tasează simultan cu atingerea unei anumite presiuni, ci are nevoie de $1\text{--}2$ minute, pentru a ajunge la volum constant. Acest fapt este înfățișat pe diagrama din figura 3 prin cele două curbe. Curba (a) reprezintă densitatea probei la atingerea presiunii respective, iar (b) densitatea brichetei ajunsă la volum constant.

Porțiunea hașurată de pe diagramă corespunde domeniului în care brichetele posedă rezistența mecanică corespunzătoare și au, după arderea primară porozitate suficientă de natură să asigure difuzia gazelor de oxidare în faza a doua a procesului.

Pentru comprimarea la densitatea de $1,4\text{--}1,6$, corespunzătoare regiunii hașurate de pe diagramă, sînt necesare presiuni cuprinse între 95 și 175 kg/cm^2 . Prin adăugarea unor lianți potriviți este posibil să se reducă densitatea de lucru, asigurîndu-se totodată și o porozitate mărită a produsului.

Este știut că din punct de vedere al compoziției, calitatea pigmentului ultramarin crește cu conținutul în sulf, păstrând constante celelalte componente și acest conținut în sulf depinde — păstrând iarăși același amestec brut și în același procedeu de ardere — de temperatura și de timpul de ardere al șarjei. Pentru a urmări procesul de formare a ultramarinului primar în funcție de acești parametri s-au efectuat o serie de probe la temperaturi cuprinse între 600 și 800 °C și la timpuri de ardere de 2 pînă la 8 ore. (vezi fig. 4 și 5)

Controlul procesului de formare s-a făcut prin trei determinări asupra conținutului în sulf. În primul rînd s-a controlat sulful intrat în reacție cu aluminosilicatul, adică sulful legat în scheletul celulei de ultramarin. S-a mai determinat și sulful existent ca polisulfuri dar nereacționat cu aluminosilicatul, numit și sulful solubil, precum și sulful liber al fiecărei probe. Sulful solubil și cel liber are importanță calitativă pentru produs, fiindcă în faza de oxidare este necesară în șarje o anumită cantitate de sulf sub aceste forme, care prin ardere să formeze bioxid de sulf. Mai prezintă interes și din punct de vedere economic — pentru alcătuirea bilanțului total de sulf.

Sulful legat și cel solubil s-au dozat separat ca BaSO_4 , după oxidare prealabilă cu brom, iar sulful liber a fost extras cu sulfură de carbon și cîntărit ca sulf elementar.

Variația conținutului în sulf legat în scheletul de ultramarin, este redată în funcție de temperatura, respectiv timpul de încălzire, în diagramele din figurile 4 și 5.

Din aceste diagrame se constată că probele calcinate la 600 °C. dau produse sărace în sulf; după opt ore de calcinare se ajunge abia la 4,8% sulf legat în rețeaua aluminosilicatelui. Prin urmare la această temperatură

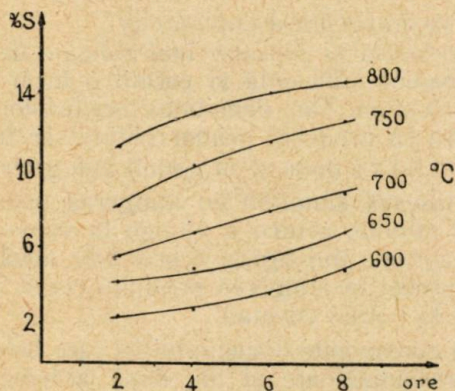


Fig. 4. Variația conținutului în sulf legat cu timpul de ardere.

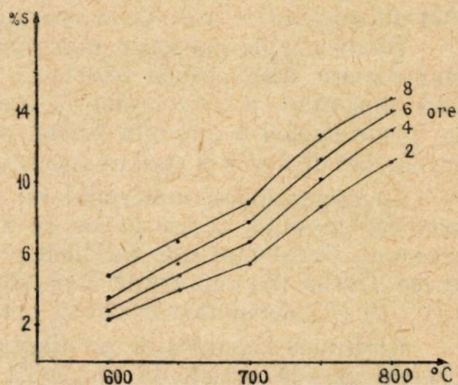


Fig. 5. Variația conținutului în sulf legat cu temperatura de ardere

nu este recomandabil să se lucreze deloc, viteza de reacție a polisulfurilor cu aluminosilicatul fiind prea mică. Și la 650° viteza de reacție este încă redusă, după opt ore de calcinare la această temperatură se ajunge abia la un conținut de 6,8% sulf legat.

Dacă avem în vedere că ultramarinul albastru nu are o compoziție net definită, aceasta variind în limite destul de largi și că un ultramarin albastru, sărac în sulf corespunde compoziției: $\text{Na}_7\text{Al}_6\text{Si}_6\text{S}_2\text{O}_{24}$ și conține 6,84% sulf, iar un ultramarin bogat în silice și sulf poate fi formulat $\text{Na}_6\text{Al}_4\text{Si}_6\text{S}_4\text{O}_{24}$ cu 14% sulf și chiar $\text{Na}_6\text{Al}_4\text{Si}_6\text{S}_4\text{O}_{20}$ cu 15,2% sulf, atunci diagramele din figurile 4 și 5 ne arată că nici temperatura de 700° nu este tocmai corespunzătoare unui regim normal de lucru. Într-adevăr la această temperatură după opt ore de calcinare se ajunge abia la un conținut de 9% sulf.

Temperaturile de 750° și mai ales de 800° sînt cele mai indicate pentru că ele asigură o viteză de reacție suficient de mare și anume la 750° după opt ore de calcinare se ajunge la un conținut în sulf de 12,6%, iar la 800° după patru ore se ajunge la 13% sulf. Trebuie remarcat că după oxidare, prin micșorarea conținutului în sodiu, în ultramarinul albastru, procentul de sulf are valori ceva mai ridicate decît în ultramarinul primar, de culoare verde.

Un fenomen nedorit în procesul de fabricație al ultramarinului este acela al aglomerării șarjei, fenomen care duce la formarea deșeurilor, prin împiedicarea difuzării oxigenului în zonele interioare ale produsului. Pentru probele luate în lucru s-a urmărit acest fenomen pînă la temperatura de 840°C și pentru timpul de calcinare de 10 ore. Nu s-a constatat în aceste condiții nici-o contracție, iar după oxidare s-a obținut un produs friabil, ușor de măcinat și spălat.

Se constată că în probele calcinate rămîne o mare cantitate de sulf sub formă de sulfuri și polisulfuri alcaline (figura 6). Astfel la 800°, după opt ore de calcinare, sub aceste forme mai rămîne încă 12% sulf, iar după numai două ore proporția acestuia este de 15,4%. Conținutul în sulf solubil al probelor calcinate la temperaturi mai joase este și mai ridicat.

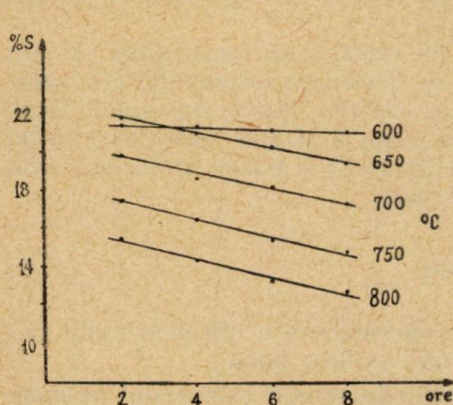


Fig. 6. Variația conținutului în sulf solubil cu timpul de ardere.

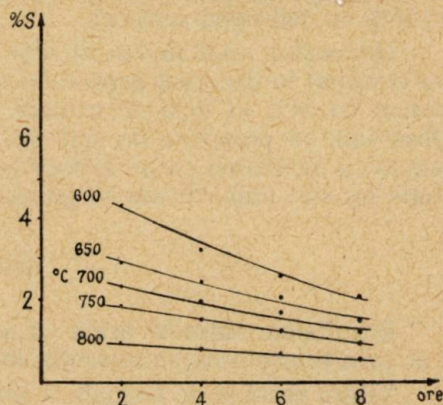


Fig. 7. Variația conținutului în sulf liber cu timpul de ardere.

Pare surprinzător că alături de sulful intrat în reacție cu carbonatul de sodiu și existent ca sulfuri și polisulfuri alcaline și de cel legat în scheletul ultramarinului, toate probele mai conțin și sulf liber, în proporție mai mică la 800° (sub 1%) și în cantități tot mai mari în probele calcinate la

temperaturi mai joase (de exemplu la 600° între 2 și 4%) (figura 7). Acest fapt apare totuși explicabil dacă se ține seama atât de complexitatea reacțiilor ce au loc, cât și de faptul că sulful ce se evaporă nu difuzează complet din masa de reacție.

Pe baza datelor obținute asupra evoluției sulfului din probele supuse arderii, s-a întocmit alăturatul tablou-bilanț al sulfului:

Amestec inițial	După arderea primară		După oxidare
Proba de 100 grame Sulf luat în probă: 30 g. = 100%	Rămân 66 g.	Sulf legat (14%) 9,24 g. = 30,8%	Sulf rămas în probă ca Na_2SO_4 (30%) 2,7 g. = 9% Sulf eliminat ca SO_2 6,56 g. = 21,9%
	Sulf rămas în probă (23%) 18,5 g. = 61,7%	Sulf solubil (13%) 8,6 g. = 28,7%	
		Sulf liber (10%) 0,66 g. = 2,2%	
	Sulf eliminat din probă 11,5 g. = 38,3%	Sulf eliminat cu H_2O (3,5%) 6,2 g. = 20,66% Sulf eliminat prin volatilizare, CS_2 , etc. 5,3 g. = 17,64%	

Din examinarea bilanțului de mai sus rezultă că, din cantitatea totală de sulf luat în probă, în urma arderii primare se pierde 38%. Această proporție poate fi scăzută dacă se reduce conținutul în apă al caolinului — la 3,5% apă în probă (10% în caolin), din sulful introdus se elimină 20,66% ca hidrogen sulfurat.

Din sulful total numai 30,8% intră în rețeaua ultramarinului, iar din cel eliminat în decursul procesului se poate considera recuperabil cel transformat ca SO_2 în faza de oxidare — aproximativ 21,9% din sulful total. Observăm că proporția de sulf recuperat poate fi și mai mare dacă ținem seama că încălzirea șarjei se face pe cale indirectă și gazele sulfuroase evacuate nu sînt impurificate cu gazele de ardere.

CONCLUZII

Rezultatele obținute arată că metoda de obținere a ultramarinului primar prin brichetarea amestecului inițial dă rezultate bune.

Viteza reacției de formare a ultramarinului primar este destul de mare la 800°C , astfel că reacția se desăvîrșește după 6—8 ore de calcinare.

Brichetele de densitate 1,4 pînă la 1,6 dau produse poroase, avînd și rezistență mecanică suficientă.

În comparație cu procedeul de lucru cu creuzete, metoda brichetării are mai multe avantaje:

— Permite o mecanizare a fazei de încărcare a cuptoarelor, eliminînd încărcarea manuală a creuzetelor.

— Volumul util de ardere al cuptorului crește foarte mult, atât prin comprimarea amestecului inițial (densitate 1,4—1,6 față de 0,8—0,9 în creuzete) cât și prin eliminarea volumului propriu al creuzetelor, care de obicei este egal cu volumul încărcăturii.

— Durata procesului se reduce prin eliminarea creuzetelor, care măresc inerția termică atât la încălzire cât și la răcire.

— Încălzirea indirectă asigură un grad ridicat de recuperare a gazelor sulfuroase și o pierdere mai mică de sulf din șarje în timpul calcinării, precum și o omogenitate mai mare a produsului.

ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБРАЗОВАНИИ УЛЬТРАМАРИНА

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются результаты нескольких проб получения ультрамарина более экономным методом, употребляя местное сырье. Исследуется степень превращения необработанной смеси в зависимости от температуры и продолжительности реакции, устанавливая лабораторным путем лучшие параметры для получения первичного продукта богатого серой.

RECHERCHES SUR LA FORMATION DE L'OUTREMER.

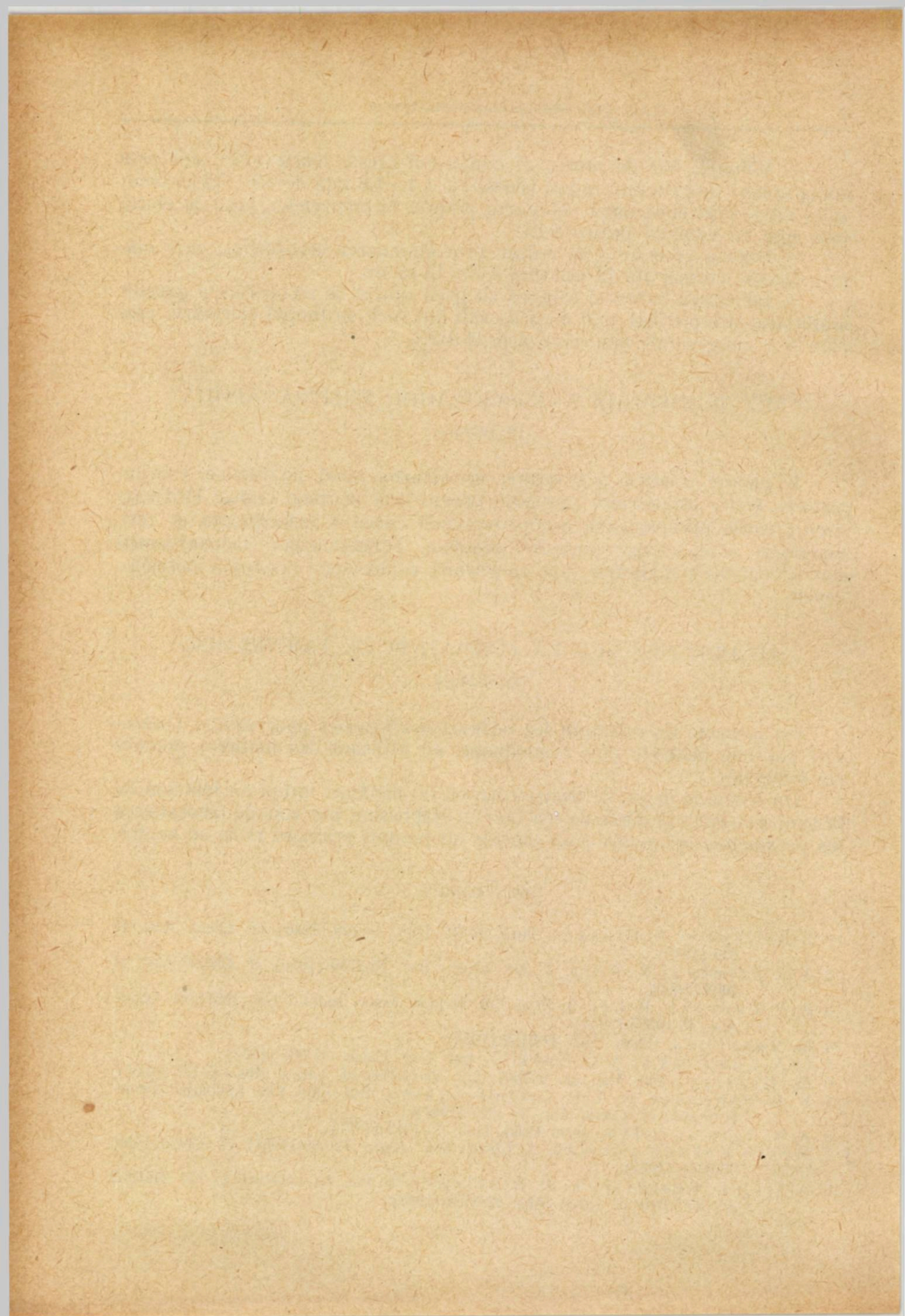
(RÉSUMÉ)

On présente les résultats des recherches effectuées pour obtenir l'outremer par une méthode plus économique, en utilisant des matières premières indigènes.

On étudie le degré de transformation du mélange initial en fonction de la température et la durée de réaction en établissant par voie de laboratoires les paramètres optimums pour obtenir un produit primaire riche en soufre.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Beliaev și A. Gluskov, Journ. Prikl. Him. 19-329-(1946) cf. Chem. Abs. 41 256-(1947).
2. J. S. Prener și R. Ward, J. Am. Chem. Soc. 72-2780-(1950) cf. Chem. Abs. 44 9693-(1950).
3. P. V. Pant și S. B. Lal, S. Proc. Oil. Tehnot. Assoc. India 7-116-(1951) cf. Chem. Abs. 48-10355-(1954).
4. M. Nakazawa, Chem. Abs. 47-6152-(1953).
5. C. A. Kummins și A. G. Gessler, Ind. Eng. Chem. 45-567-(1953).
6. M. Graziani, Pat. Ital. nr. 447607, apr. 23-(1959) cf. Chem. Abs. 45-175-(1951).
7. V. B. Sabunaev și A. P. Cernobrovkina, Bul. Obș. Op. Lakokras. Prom 6-19-1940 cf. Chem. Abs. 35-4611-(1941).
8. A. N. Agte și colab., Journ. Prikl. Him. 24-1317-(1951).
9. Masao Kakudo și colab., J. Chem. Soc. Japan 72-189-(1951) cf. Chem. Abs. 46-3441-(1952).
10. Albing P. Beardsley și H. Stanley, U. S. Pat. Nr. 2441950 și Nr. 2441952 din 25.5.1948 cf. Chem. Abs. 42-6550-(1948).



CONTRIBUȚII LA CALCULUL ANALITIC AL COLOANELOR DE DESTILARE

DE

GRIGORE POP

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
din 28—29 noiembrie 1959.*

Relațiile matematice care permit calculul analitic al numărului teoretic de talere la coloanele de distilare, reprezintă în general soluții a ecuației diferențiale a lui Chilton și Colburn [1], [2], [3] sau au la bază metoda grafică a lui McCabe-Thiele [4], [5], [6]. La deducerea acestor relații sau la aplicarea lor practică se consideră amestecul ideal sau ceea ce este același lucru, volatilitatea relativă constantă și egală cu media aritmetică sau geometrică a două valori extreme, în general volatilitățile relative la vîrfurile coloanei și în reziduu. Cazurile în care acest procedeu este corect constituie excepții, în măsura în care excepții sînt și amestecurile lichide cu comportare ideală.

În această lucrare am dedus o relație explicită a volatilității relative α în funcție de compoziția x a lichidului și prin aplicarea mediei integrale, valoarea medie a lui α a fost mai corect exprimată.

Considerațiile care urmează se referă la amestecuri binare, complet miscibile; nu se emite nici o ipoteză asupra comportării sistemului ci se aplică numai principiul general valabil după care potențialul chimic al unui component în fază lichidă, la echilibru termodinamic, trebuie să fie egal cu potențialul chimic al aceluiaș component în faza de vapori. Aplicarea consecventă a acestui principiu duce la relații corecte dar cu caracter empiric din cauza constantelor de integrare, care rămîn nedeterminate.

Diferențiala totală a potențialului chimic, ținînd cont de toate variabilele este:

$$dZ = -SdT + vdp + \left(\frac{\partial Z}{\partial n_1} \right)_{T, P, n_2} \cdot dn_1. \quad (1)$$

Scriem ecuația (1) pentru ambii componenți, în faza lichidă și în vapori și ținînd cont că la echilibru termodinamic:

$$dZ'_1 = dZ''_1 \quad \text{și} \quad dZ'_2 = dZ''_2$$

după câteva transformări simple se obține ecuația :

$$-(\bar{H}_{2V} - \bar{H}_{1V}) \frac{dT}{RT^2} - \frac{dy}{y(1-y)} + \frac{dx}{x(1-x)} = 0. \quad (2)$$

Intervalul de temperatură fiind în general mic, se poate considera că H_v este independent de temperatură, în acest caz integrala ecuației (2) este :

$$\frac{\bar{H}_{2V} - \bar{H}_{1V}}{RT} - \ln y + \ln(1-y) + \ln x - \ln(1-x) = K$$

sau

$$\ln \frac{x(1-y)}{y(1-x)} = K - \frac{\bar{H}_{2V} - \bar{H}_{1V}}{RT}.$$

Se scrie

$$\ln \alpha = K - \frac{\bar{H}_{2V} - \bar{H}_{1V}}{RT} \quad (3)$$

și pentru curba de echilibru

$$y = \frac{x}{(1-x)\alpha + x}. \quad (4)$$

În general $\ln \alpha = f(T, x)$ deoarece căldurile latente de vaporizare parțial molar sînt funcție și de compoziție. Se exprimă H_{1V} și H_{2V} sub forma unei funcții $H(T, x)$ care conform definiției mărimilor parțial molar este :

$$\bar{H}_{1V} = H + (1-x) \frac{dH}{dx}; \quad \bar{H}_{2V} = H - x \frac{dH}{dx}$$

și

$$\ln \alpha = \frac{1}{RT} \cdot \frac{dH}{dx} + K.$$

Din date experimentale este avantajos să se exprime funcția H sub forma unei funcții de compoziția x a lichidului, cel mai bine o serie de puteri : în acest caz :

$$\frac{dH}{dx} = A + Bx + Cx^2 + \dots \quad (6)$$

Introducînd ecuația (6) în (5) și considerînd temperatura aproximativ constantă, se poate scrie :

$$\log \alpha = a + bx + cx^2 + dx^3 + \dots \quad (7)$$

Ecuația (7) a fost verificată pentru 16 echilibre lichid-vapori. În toate cazurile primii 4 termeni ai seriei (7) au fost suficienți. În fig. 1 s-a reprezentat grafic variația volatilității relative α cu concentrația x într-un sistem de coordonate semi-logaritmice pentru acestecurle binare de dioxan-

butanol, toluen-butanol [7], metanol-apă, apă-acid acetic și cloroform-acetonă [8].

Ecuatiile analitice se verifică bine cu datele experimentale în tot domeniul de concentrații.

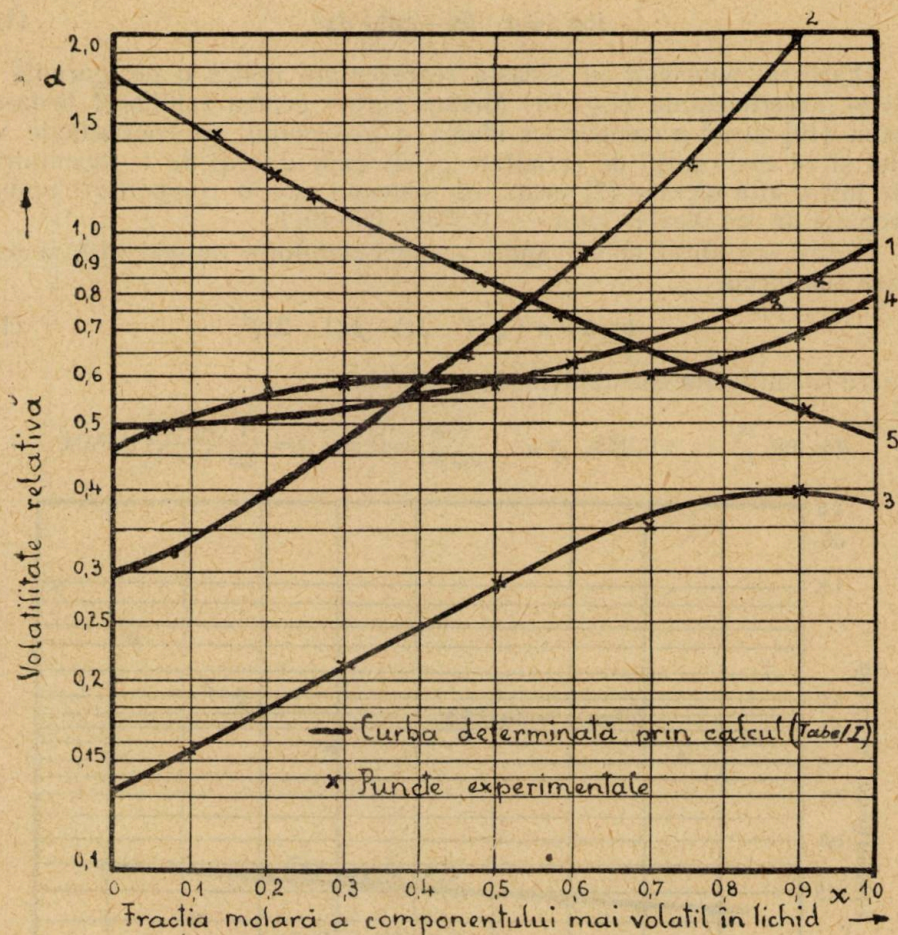


Fig. 1.

Pe baza relației (7) sistemele binare lichid-vapori se pot clasifica după cum urmează;

1. Lichide nepolare cu volum molar egal și formă a moleculelor asemănătoare :

$$\log \alpha = a \quad (8)$$

2. Lichide nepolare dar cu volum sau formă moleculară diferită :

$$\log \alpha = a + bx \quad (9)$$

3. Lichide polare :

$$\log \alpha = a + bx + cx^2 \quad (10)$$

4. Lichide asociate :

$$\log \alpha = a + bx + cx^2 + dx^3 \quad (11)$$

Dispersia punctelor în această reprezentare indică o nesiguranță a datelor experimentale (fig. 2). Mersul curbei pentru echilibrul benzen-dioxan [10] arată o comportare ideală a sistemului, în contradicție de altfel și cu coeficienții de activitate găsiți mult diferiți de 1. Rezultatele date într-o altă lucrare [7] arată că sistemul are o comportare numai apropiată de cea ideală ($\log \alpha = -0,3338 - 0,0740x$).

Pentru echilibrul lichid-vapori acetonă-cloroform ecuația (10) a fost scrisă sub forma :

$$\log \alpha = a + q(1-2x) + p(1-2x)^2 \quad (12)$$

în care semnificația constantelor a , q și p este :

$$a = \log \frac{P_2}{P_1} = -0,085, \quad p = -\frac{H_{am}}{2,3 RT} = 0,28, \quad p = \frac{1}{2,3} \frac{v_2 - V_1}{V_2 + V_1} = 0,04.$$

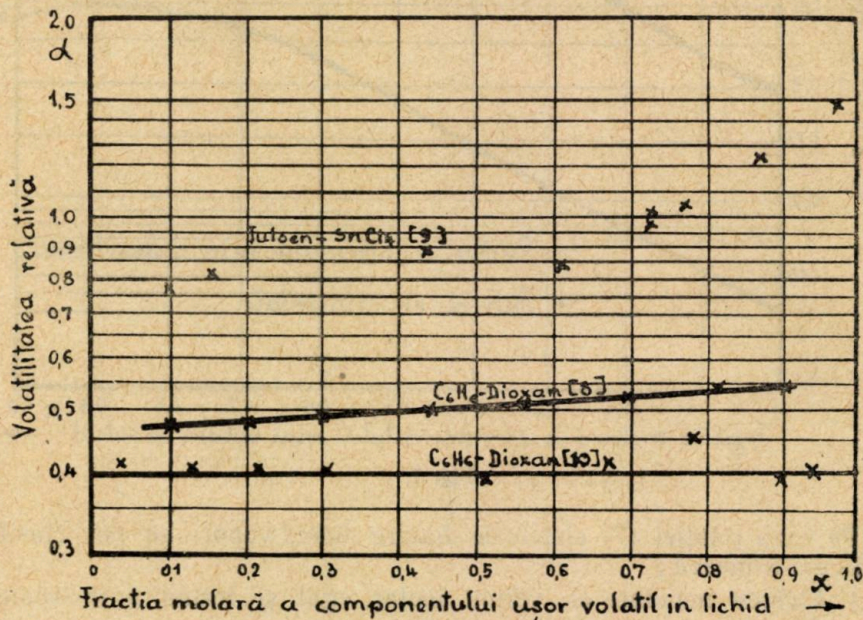


Fig. 2.

În fig. 3 s-a reprezentat grafic curba $y=f(x)$ calculată cu ecuațiile (4) și (12) și datele experimentale; în niciun domeniu abaterile nu depășesc 1 %.

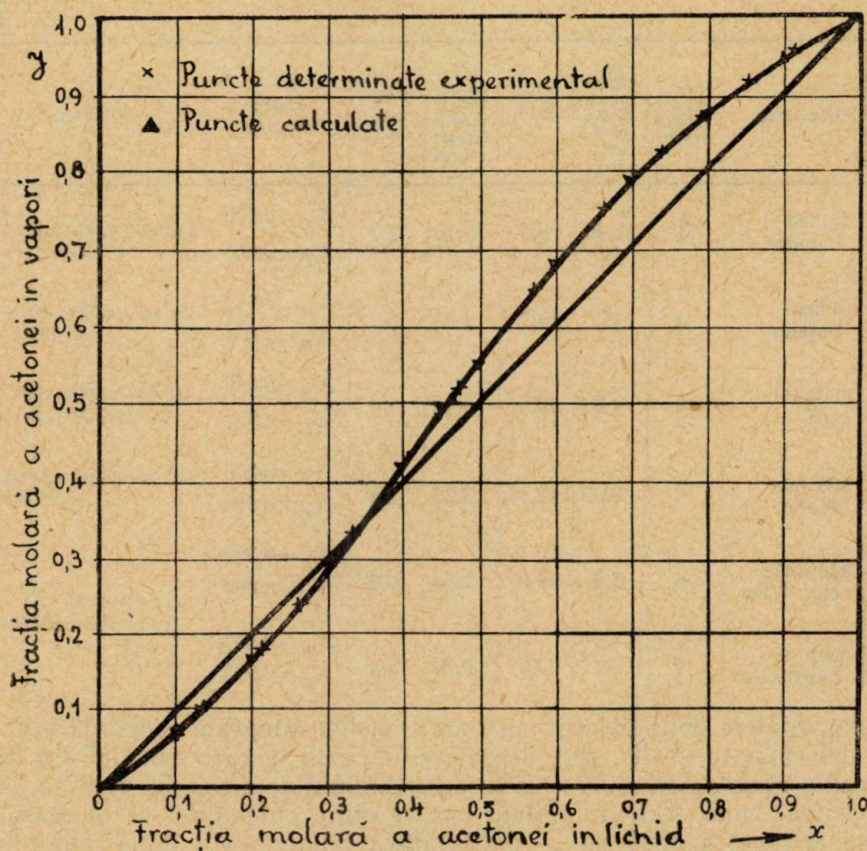


Fig. 3.

Pentru calculul numărului teoretic de talere, la reflux total, s-a utilizat relația lui Fenske :

$$N = \frac{\log \left[\left(\frac{x_1}{x_2} \right)_N \cdot \left(\frac{x_2}{x_1} \right)_D \right]}{\log \alpha_m} \quad (13)$$

Ca valoare medie a volabilității relative, s-a introdus media integrală a ecuației (7) :

$$\log \alpha_m = \frac{1}{x_D - x_N} \int_{x_N}^{x_D} (a + bx + cx^2 + \dots) dx, \quad (14)$$

Calculul s-a efectuat pentru 6 cazuri diferite ; rezultatele sînt trecute în tabela 1, în care se dau și valorile găsite prin aplicarea mediei geometrice și calculul grafic.

Tabela 1

Nr.	Echilibrul	N deter- minat grafic	N calcu- lat cu media geo- metr. a lui α	Aba- tere ‰	N calcu- lat cu media integr. a lui α	Aba- tere ‰	Limite de conc.	Ecuatia
1	dioxan- butanol	11	11,95	8,6	10,70	2,7	$X_N=0,100$ $X_D=0,605$	$\log \alpha = -0,377 + 0,28x +$ $+0,065 (1-2x)^2$
2	toluen- butanol	4	4,75	18,7	4,25	6,2	$X_N=0,075$ $X_D=0,605$	$\log \alpha = -0,63 + 0,95x +$ $+0,108 (1-2x)^2$
3	metanol- apă	5	4,50	10,0	5,10	2,0	$X_N=0,080$ $X_D=0,980$	$\log \alpha = -0,866 + 0,64x -$ $-0,09 (1-2x)^2 + 0,1 (1-2x)^3$
4	apă ac.- acetic	8	9,05	13,11	8,20	2,5	$X_N=0,275$ $X_D=0,950$	$\log \alpha = -0,2347 + 0,015x +$ $+0,105 (2x-1)^3$
5	acetonă- cloroform	8	5,2	35,0	7,50	6,2	$X_N=0,300$ $X_D=0,060$	$\log \alpha = -0,085 +$ $+0,28 (1-2x) + 0,04 (1-2x)^2$
6	acetonă- cloroform	9	9,7	7,8	9,30	3,3	$X_N=0,450$ $X_D=0,975$	

Rezultatele obținute prin aplicarea mediei integrale concordă bine cu cele determinate grafic, spre deosebire de cazul în care calculul s-a făcut cu media geometrică a lui α și în care diferențele au ajuns pînă la 35%. Valori mai bune decît în ultimul caz se obțin chiar cînd se lucrează cu media aritmetică, însă nu a volatilităților relative ci a logaritmilor lor; lucru de altfel explicabil prin alura curbelor $\log \alpha = f(x)$ (fig. 1) care nu este mult diferită de cea a unor drepte.

NOTAȚII FOLOSITE

- α — volatilitatea relativă,
 x, y — fracții molare a componentului mai ușor volatil,
 z — potențialul chimic,
 T — temperatura absolută,
 P — presiunea,
 n — numărul de molecule,
 S — entropia,
 v — volumul molar,
 H — entalpia,
 R — constanta generală a gazelor,
 $A, a, B, b, \dots, K$ — constante,
 N — numărul teoretic de talere la reflux total.

Indicii 1 și 2 se referă la cei doi componenți, D și N la distilat respectiv la talerul de ordinul N , semnul ' la faza lichidă și " la faza de vapori.

К АНАЛИТИЧЕСКОМУ РАСЧЕТУ ПЕРЕГОНОЧНЫХ КОЛОНН (РЕЗЮМЕ)

Указывается, что логарифм относительной летучести α может быть выражен в зависимости от состава жидкой фазы под видом ряда степеней с наибольшей степенью 3 для жидкостей с ассоциированными молекулами. Вычисляется средний интеграл функции $\log \alpha = f(x)$ и вводится в формулу Фенске. Теоретическое число тарелок рассчитанное таким путем соответствует количеству определяемому графически по методу Мак Кабе-Тиле.

CONTRIBUTIONS AU CALCUL ANALYTIQUE DES COLONNES DE DISTILLATION (RESUME)

On a démontré que le logarithme de la volatilité relative α peut être exprimé en fonction de la composition x de la phase liquide sous forme d'une série de forces à degré maximum 3, pour les liquides aux molécules associées. On a calculé la moyenne intégrale de la fonction $\log \alpha = f(x)$ et on l'a introduite dans la formule de Fenske. Le nombre théorique des plateaux calculé de cette manière est en concordance avec le nombre déterminé graphiquement selon la méthode Mc Gabe-Thiele.

BIBLIOGRAFIE

1. T. Chilton, A. P. Colburn, Ind. Eng. Chem., 1935, 27, p. 255.
2. B. H. Mihailovski, Him i him. teh., 1959, Nr. 3, p. 467.
3. B. H. Mihailovski, Him. prom. 1954, Nr. 4, p. 45.
4. C. S. Robinson, E. R. Gilliland, *Elements of Fractional Distillation*, Ediția IV, New-York, 1950, p. 174.
5. K. Thormann, *Destillieren u. Rektifizieren*, Leipzig, 1928, p. 68.
6. O. Thum, Chem. ing. Techn., 1957, 29, p. 675.
7. Z. Gropșianu, I. Kiry, R. Gropșianu, Studii și cercet. șt., Acad. R.P.R., Baza Timișoara, 1957, IV, Nr. 3—4, p. 73.
8. * * * Manual ing. Chimist, Editura Tehnică, București, 1952, v. II, p. 1372—1374.
9. I. Kiry, Proiect de dipl., Timișoara, 1956.
10. Z. Gropșianu, M. Murărescu, Studii și cercet. șt., Acad. R.P.R., Baza Timișoara, 1956, III, Nr. 1—2, p. 81.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL CREȘTERII STABILITĂȚII LA TEMPERATURI RIDICATE A BETOANELOR REFRACTARE CU CIMENT PORTLAND

DE

I. DRAGOI ȘI O. GOGU

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

Multă vreme răspîndirea betonului refractar a fost frînată de părerea că acesta nu se poate obține decît dacă se folosește ca liant cimentul aluminos care este scump și deficitar.

Cercetările efectuate de K. D. Necrasov [1] au stabilit cert că și cimentul portland poate fi folosit cu succes la fabricarea betoanelor refractare, dacă li se adaugă microagregat ca stabilizator.

Principalul neajuns al betoanelor refractare cu ciment portland este acela că la încălzire, produșii de hidratare ai cimentului își pierd apa și ca urmare rezistențele mecanice ale betonului scad mult. Temperaturile la care aceste scăderi ale rezistențelor mecanice sînt maxime variază în funcție de compoziția mineralogică a cimentului portland utilizat. Din studiile făcute de diverși cercetători, [2], [3], [4], [5], asupra deshidratării produșilor hidratați ai cimentului portland, reiese că aceste scăderi ale rezistențelor mecanice au loc în intervalul de temperaturi de 300°—900 °C.

Această descompunere a produșilor hidratați din masa betonului este însoțită de o contracție a pastei de ciment, fenomen care contribuie și el la distrugerea structurii betonului întărit și deci la scăderea rezistențelor mecanice.

Din aceste motive prepararea betoanelor refractare se face utilizîndu-se alături de cimentul portland și un adaos fin măcinat, microagregatul.

Rolul acestuia este de a micșora contracția pastei de ciment, acționînd ca un degresant pentru gelurile de hidrosilicați care s-au format la hidratarea cimentului, apoi de a intra în reacție cu produșii de deshidratare a cimentului formînd silicați și aluminați de calciu stabili. Mecanismul acțiunii microagregatului continuă să fie obiectul unor cercetări amănunțite și ca urmare s-a ajuns să se cunoască într-o mare măsură. Astfel Melnikov F. I. [6] explică rolul de degresant pe care îl joacă microagregatul pentru gelurile de hidrosilicați și a studiat deasemenea reacțiile în fază solidă prin care microagregatul leagă produșii de deshidratare ai cimentului și oxidul de calciu provenit din deshidratarea hidroxidului.

În lucrarea de față s-a urmărit efectul de stabilizator pe care îl are argila refractară, adăugată la ciment sub mai multe stări fizice și anume: argilă nearsă, arsă la 800 °C și fritată. Este de prevăzut că argilele arse [7] avînd o reactivitate mai mare și deasemeni starea sticloasă prin conținutul său de energie mai ridicat să mărească efectul de stabilizator al microagregatului. Ținînd cont de faptul că însăși agregatul mare ia parte și el la reacțiile în fază solidă, pentru a putea urmări procesele chimice ce au loc numai între ciment și microagregat s-a utilizat ca agregat, un material care nu participă la reacțiile amintite și anume forsteritul.

Materiile prime folosite sînt: ciment portland P₅₀₀, argilă refractară de Medgidia iar ca agregat forsterit.

Compoziția granulometrică a materialelor este dată în tabela 1, iar compoziția chimică a microagregatului este dată în tabela 2. [8]

Tabela 1

Materialul	% Reziduu pe sita cu nr. och. cm ²				% Treceți prin sita cu 4900 ochiuri cm ²
	900	900—1975	1975—3600	3600—4900	
Ciment	16,50	27,00	24,50	22,30	9,70
Argila nearsă	9,20	34,00	26,00	27,80	3,00
Argila calcinată	6,20	16,80	30,60	30,60	15,80
Argila fritată	12,40	19,30	20,20	23,00	25,10

Tabela 2

Zăcămintul	SiO ₂ %	Al ₂ O ₃ %	Fe ₂ O ₃ %	CaO %	MgO %	Alcalii %	P. C. %
Medgidia . . .	59,71	26,91	1,93	urme	1,10	2,27	7,73

Compoziția agregatului mare fiind: 5,75% treceți prin ciurul cu diametrul ochiurilor de 1 mm, 7,50% prin 1,5 mm, 59,00% prin 3 mm, și 27,75% prin 5 mm.

În compoziția probelor s-a variat cantitatea de ciment cantitatea de microagregat și starea fizică a acestuia (ars, nears, fritat). Probele au fost confecționate sub formă de epruvete cilindrice cu diametrul de 3,2 cm și înălțimea de 2,8 cm.

Asupra acestor probe s-a urmărit:

— Variația rezistențelor mecanice la compresiune în funcție de temperatura de ardere și compoziție.

— Variația coeficientului de dilatare liniară cu temperatura de ardere și cantitatea de microagregat adăugat.

— Variația temperaturii de înmuiere sub sarcină în funcție de cantitatea și natura de microagregat adăugat.

— Variația porozității aparente cu compoziția.

DATE EXPERIMENTALE

Rezultatele determinărilor experimentale sînt redată în tabelele 3, 4, 5, 6 și în fig. 1.

În tabelele de mai sus (3, 4, 5,) sînt arătate valorile rezistențelor mecanice la compresiune în kg cm² ale maselor de beton refractar în funcție de temperatură și compoziție. Regimul de ardere fiind același pentru toate probele. Compoziția maselor a fost alcătuită urmărindu-se variația proprietăți-

Tabela 3

Proble cu argilă nearsă

Proba	Compoziția betonului					Vîrsta beto- nului zile	Rezistențele mecanice la compresiune la temperatura Kg/cm ²										
	% ciment	% micro- agre- gat	% agre- gat	% apă la mate- rial uscat	% micro- agregat ra- portat la ciment		Rezis- tențe inițiale	300°	450°	600°	700°	800°	900°	950°	1050°	1150°	1350°
A ₁	15	3	82	8	20	14	228	265	265	245	181	164	148	133	117	109	211
A ₂	15	3,75	81,25	8	25	14	258	273	253	272	230	191	144	144	144	123	269
A ₃	15	4,50	80,5	8	30	14	237	281	258	308	246	202	135	141	128	144	249
A ₄	20	4,0	76	8	20	14	318	279	246	264	210	218	211	207	204	—	—
A ₅	20	5,0	75	8	25	14	260	356	429	329	334	244	231	246	183	184	316
A ₆	20	6,0	74	8	30	14	281	383	418	328	328	270	248	250	192	183	407
A ₇	25	5,0	70	10	20	14	313	466	445	434	396	363	270	261	221	222	—
A ₈	25	6,75	68,25	10	25	14	336	443	391	387	356	304	266	225	207	201	157
A ₉	25	7,5	67,5	10	30	14	372	359	419	335	319	296	289	247	213	199	188
A ₁₀	30	6,0	64	10	20	14	453	454	536	543	440	411	291	306	311	252	163
A ₁₁	30	7,5	62,5	10	25	14	395	497	526	547	465	415	337	315	276	237	163
A ₁₂	30	9,0	61	10	30	14	334	482	598	511	535	390	367	289	280	270	—

Tabela 4

Probele cu argilă calcinată la 800 °C

Proba	Compoziția betonului					Vîrsta beto- nului zile	Rezistențele mecanice la compresiune în Kg/cm² la temperatura					
	% ciment	% micro agre- gat	% agre- gat	% apă la mate- rial uscat	% micro agregat rapor- tat la ciment		Rezis- tențe inițiale	400°	700°	950°	1150°	1350°
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
C ₁	15	3	82	8	20	14	270	185	165	86	77	152
C ₂	15	3,75	81,25	8	25	14	252	231	119	121	76	150
C ₃	15	4,50	80,5	8	30	14	260	232	178	111	112	183
C ₄	20	4,0	76,0	8	20	14	264	247	153	128	86	239
C ₅	20	5,0	75,0	8	25	14	119	110	174	137	109	220
C ₆	20	6,0	74,0	8	30	14	357	386	280	186	141	164
C ₇	25	5,0	70,0	10	20	14	453	338	245	177	137	133
C ₈	25	6,75	63,25	10	25	14	362	287	241	164	139	183
C ₉	25	7,5	67,5	10	30	14	261	253	212	210	137	178
C ₁₀	30	6,0	64,0	10	20	14	374	337	264	239	161	124
C ₁₁	30	7,5	62,5	10	25	14	421	260	249	199	154	193
C ₁₂	30	9,0	61,0	10	30	14	361	379	322	255	190	202

Tabela 5

Probele cu argilă friată

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
S ₁	15	3	82,00	8	20	14	287	260	183	85	102	123
S ₂	15	3,75	81,25	8	25	14	293	258	156	101	142	135
S ₃	15	4,50	80,5	8	30	14	301	301	198	139	135	193
S ₄	20	4,0	76,0	8	20	14	317	333	174	127	122	119
S ₅	20	5,0	75,0	8	25	14	342	275	154	135	136	150
S ₆	20	6,0	74,0	8	30	14	326	333	183	145	145	—
S ₇	25	5,0	70,0	10	20	14	419	318	236	164	126	135
S ₈	25	6,75	68,25	10	25	14	409	330	194	156	179	260
S ₉	25	7,5	67,5	10	30	14	342	347	193	150	135	—
S ₁₀	30	6,0	64,0	10	20	14	423	331	234	186	159	156
S ₁₁	30	7,5	62,5	10	25	14	420	334	240	195	169	278
S ₁₂	30	9,0	61,0	10	30	14	457	376	217	220	194	251

lor betonului refractar în funcție de cantitatea de microagregat pentru diferite cantități de ciment. În ansamblu cantitatea de microagregat raportată la cantitatea de material uscat crește.

Rezultatele din tabela 3, (probele cu argilă nearsă) arată mai întâi o creștere medie a rezistențelor mecanice cu 20,7%—16,1% față de rezistențele inițiale, în intervalul de temperatură 300°—600 °C, scăzînd apoi cu maximum 40% la 1150 °C ca apoi să crească din nou atîngînd la 1350 °C, 73% din valoarea rezistențelor inițiale.

Comportarea la ardere a probelor la care microagregatul este ars sau fritat este diferită și anume aceste probe arată o scădere continuă a rezistențelor mecanice cu temperatura cu maximum 75,2% din valoarea rezistențelor inițiale la 1150 °C pentru probele cu argilă arsă la 800 °C și de 74,7% pentru probele cu argilă fritată la aceeași temperatură, marcînd apoi o creștere de 26,9% respectiv 25,1% la 1350 °C în raport cu 1150 °C.

Această variație a rezistențelor medii grupate pe tip de microagregat este redată în figura 1.

După cum se observă din figură cea mai puternică scădere a rezistențelor mecanice o au probele cu argilă calcinată iar scăderea cea mai redusă o au probele cu argilă nearsă. Rezistențele mecanice sporite ale acestei grupe față de celelalte două grupe sînt în contradicție cu unele date din literatură [7] care indică o capacitate de reacție mai mică pentru argilele nearse decît pentru cele calcinate sau frite.

O explicație a acestei abateri s-ar putea da atribuind această creștere însăși creșterii rezistențelor mecanice ale argilei, din masa betonului în timpul arderii. În sprijinul acestei explicații ar sta faptul că se observă un oarecare paralelism între creșterea rezistențelor mecanice ale argilelor (luate singure) în cursul arderii și cea a betoanelor studiate, [7].

Deoarece cantitatea de argilă adăugată la beton este mică în comparație cu cimentul cele de mai sus nu pot constitui decît o primă încercare de explicație, urmînd ca prin alte încercări să se stabilească precis cauza acestei abateri.

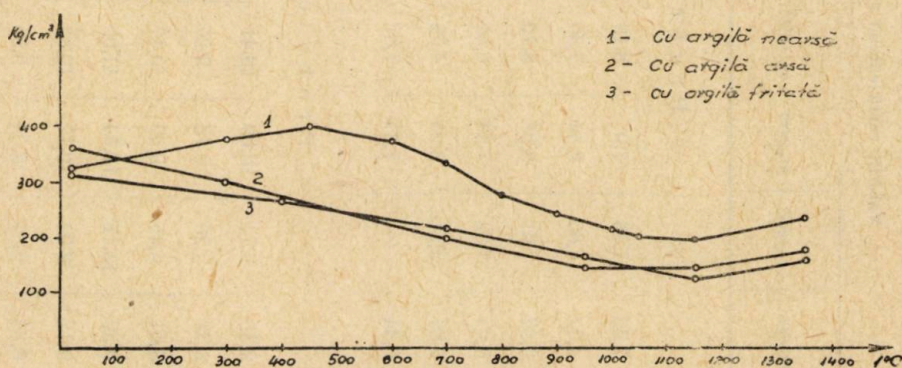


Fig. 1. Variația rezistențelor medii, la compresiune în funcție de temperatură și timp de microagregat.

În continuare s-a studiat variația coeficienților de dilatare liniară în funcție de temperatură și compoziție. Determinarea acestor coeficienți a fost făcută atît pe probe nearse (variația la arderea I-a) cît și pe probe arse în prealabil la 1150 °C.

În tabela 6 sînt arătate valorile coeficienților de dilatare în funcție de temperatură și compoziție atît la încălzire cît și la răcire.

După cum reese din valorile determinate coeficientul de dilatare termică variază între $\alpha \cdot 10^6 = (2,06-10,01)$ la încălzire pentru probele nearse și între $(5,56-11,42)$ pentru probele arse, deci apropiat de cel al produselor magnezitice [9].

După cum reese din fig. 2 temperatura de înmuiere sub sarcină a arătat că probele de beton se caracterizează prin interval de înmuiere scurt și

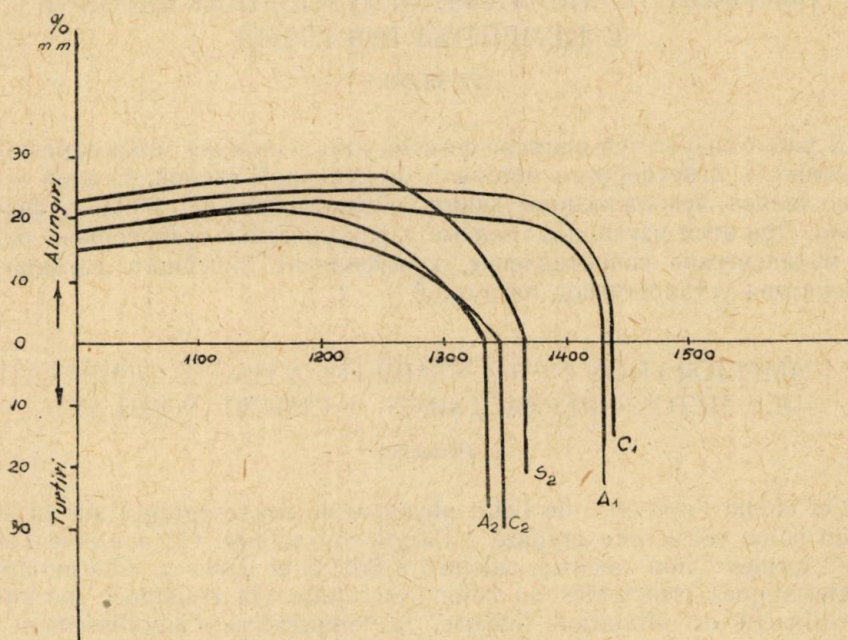


Fig. 2. Temperaturile de deformare sub sarcină.

deformare bruscă spre sfârșitul intervalului. Acest lucru rezultă din compoziția fazei lichide care este calcică și acestora le este proprie în general o vâscozitate foarte redusă fapt care cauzează deformarea bruscă.

După cum reese din diagramă valorile temperaturilor medii de înmuiere sub sarcină sînt cuprinse între 1295 °C și 1430 °C în funcție de compoziția betonului. Aceasta arată o scădere odată cu creșterea cantității de liant și o ușoară creștere cu variația naturii microagregatului adăugat de la argila nearsă spre argila fritată.

Porozitatea aparentă a maselor este cuprinsă între 10,55—17,19%.

CONCLUZII

Rezultatele obținute au arătat că în cazul betonului refractar cu argilă refractară, cea mai mare stabilitate la încălzire o are cel care utilizează ca microagregat argila nearsă în comparație cu probele la care microagregatul se adaugă sub formă calcinată la 800 °C sau fritată. În schimb ultimele două se comportă mai bine la temperatură de înmuiere sub sarcină.

Betonul obținut poate fi utilizat în bune condiții în agregate termice cu regim de funcționare continuă pînă la o temperatură cuprinsă între 1200°—1400° în funcție de compoziția sa.

К ИССЛЕДОВАНИЮ ПОВЫШЕНИЯ УСТОЙЧИВОСТИ ПРИ ВЫСОКОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ ОГНЕУПОРНЫХ БЕТОНОВ С ЦЕМЕНТОМ ПОРТЛАНД

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается влияние физического состояния микроагрегата на устойчивость огнеупорного бетона с огнеупорной глиной. С этой целью прибавлялась необожженная глина, обожженная при 800°, и фриттованная. При этом изучались главные характеристики огнеупорного бетона как механическое сопротивление, коэффициент линейного расширения, температура усталости под нагрузкой.

SUR L'AMÉLIORATION DE LA STABILITÉ À HAUTE TEMPERATURE DES BÉTONS RÉFRACTAIRES À CIMENT PORTLAND

(Résumé)

On étudie l'influence de l'état physique du micro-agrégat sur la stabilité du béton réfractaire préparé à l'argile réfractaire. On a ajouté l'argile sous 3 formes : non calcinée, calcinée à 800 °C et frittée en déterminant les caractéristiques principales du béton réfractaire (la résistance mécanique, le coefficient de dilatation linéaire, la température d'amollissement sous charge).

BIBLIOGRAFIE

1. Nekrasov K. D., *Jaroupornii beton*. Prostroizdat Moskva 1957.
2. Kind B. A., Okorokov C. D. și Hodikeli E. P., *Tement* 1939 Nr. 7 v. Tehnologhia i svoitsva jaroupornih betonov. Trudi instituta vipusk 7 p. 38.
3. Juravliev B. F., *Chimia Lianților*. Trad. din l. rusă. Editura Ministerului Construcțiilor și al Industriei Materialelor de construcții. București 1953 p. 64.
4. Salmanov G. D., *Jaroupornii beton na portland țemente dlia nesușih konstrukcii*; Disertația TNIPS v. Tehnologhia i svoitsva jaroupornii betonov. Trudi instituta vipusk p. 38
5. Kalousek J. L., Devis S. V., Smertz B. I., *Journal of the American Concrete Institute* Nr. 10 1949.
6. Melnicov F. I., *Fizico-himiceskie proțessı, protekaiușie vi jarouporniih rastvorah i betonah na portland-țemente, din Tehnologhia i svoitsva jaroupornii betonov*. Trudi instituta vipusc 7 p. 30—59.
7. Budnicov P. P. și alții, *Tehnologia Produselor Ceramice*. Editura Tehnică 1951 p. 47—49.
8. Abramoviči R., *Curs de Tehnologie Ceramică* vol. I, Litografia Invățămintului Timișoara 1957 p. 109.
9. Budnicov P. P. și alții, *Tehnologia Produselor Ceramice și Refractare*. Editura Tehnică București 1960 p. 151.

DOZAREA CONDUCTOMETRICĂ SIMULTANĂ A SĂRURILOR DE AMONIU ȘI DE HIDRAZINIU

DE

C. DRAGULESCU ȘI R. POMOJE

Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 30—31 ianuarie 1961.

Sărurile de amoniu și de hidraziniu fiind săruri ale unor baze slabe, permit deplasarea ionilor respectivi sub acțiunea bazelor tari. Hidrazina formează săruri stabile și cristalizate ce corespund primei sale etape de disociere ($K_1 = 1,55 \cdot 10^{-6}$). De la a doua etapă de disociere ($K_2 = 10^{-11}$), se cunosc puține săruri și ele nestabile în soluție, hidrolizându-se total. De la amoniac se cunosc în general săruri neutre, frumos cristalizate și stabile.

G. B. Pasovskaia [1] a întreprins un studiu în urma căruia stabilește limitele de concentrație în care sărurile de amoniu se pot determina conductometric.

Într-o lucrare anterioară [2] noi am arătat posibilitatea și limitele în care se pot determina conductometric sărurile de hidraziniu.

În prezenta lucrare urmărim deplasarea simultană a ionilor de amoniu și de hidraziniu, cu hidroxizi alcalini, în soluție apoasă, în scopul de a preciza condiții în care ea are loc cantitativ.

Am titrat conductometric cu hidroxid de sodiu, soluții apoase de sulfat de hidraziniu și sulfat de amoniu obținute prin cântărire directă a sărurilor cristalizate, purificate prin cîte trei recristalizări din apă ($N_2H_4 \cdot H_2SO_4$ Chemapol și $(NH_4)_2SO_4$ Schering-Kahlbaum).

Concentrația hidroxidului de sodiu s-a stabilit în raport cu acidul oxalic.

Titrările conductometrice au fost efectuate într-un vas tip Kohlthoff, în montajul obișnuit al punții cu fir și telefon.

Soluțiile ce s-au titrat le-am preparat amestecînd în proporțiile dorite, volume corespunzătoare din soluțiile de sulfat de amoniu și sulfat de hidrazină, cu apă.

S-a titrat cu o soluție de hidroxid de sodiu, liberă de bioxid de carbon, dintr-o biuretă la care se putea citi $0,01 \text{ cm}^3$.

În conformitate cu raporturile de tărie a hidroxidului de amoniu și de hidraziniu este de așteptat ca cele două baze să poată fi deplasate succesiv și conductometric aceasta să se evidențieze prin fracturi nete în diagramele de titrare.

Într-adevăr, în titrările ce am întreprins, conductibilitatea se stabilește repede și se obțin diagrame constând din linii drepte care se întretaie după unghiuri care permit o ușoară și satisfăcătoare apreciere a punctelor de echivalență.

O titrare constă dintr-un număr de reacțiuni și anume: întâi are loc neutralizarea ionului de hidrogen acid din sărurile de hidrazină, apoi se formează bazele libere N_2H_5OH și NH_4OH .

Graficul titrării conductimetrice redă neutralizarea hidrogenului acid printr-o fractură pronunțată a diagramei de titrare; el pune apoi în evidență deplasarea bazelor slabe prin două drepte ce diferă numai puțin ca înclinare și marchează final excesul de reactiv printr-o nouă fractură a diagramei.

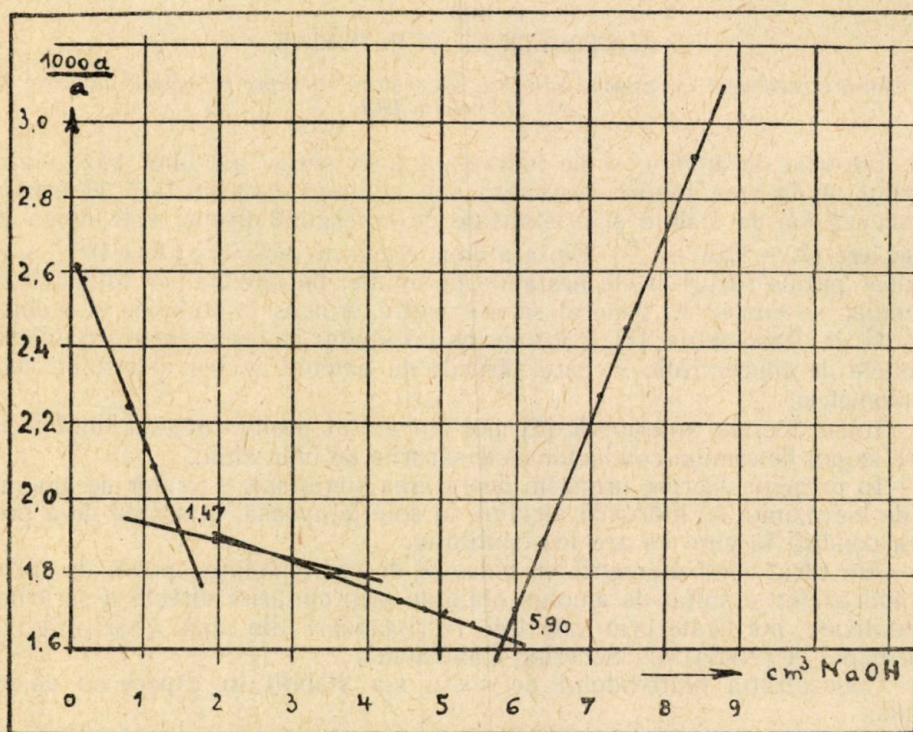
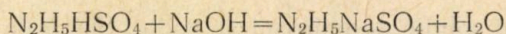


Fig. 1. Titrarea unei soluții de sulfat de amoniu și sulfat de hidraziniu cu hidroxid de sodiu.

Prima fractură corespunde titrării sulfatului de hidrazină conform reacțiunii:



iar cea de a doua fractură corespunde sfârșitului reacțiunii de deplasare a bazelor slabe,

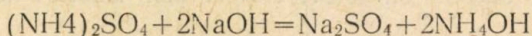
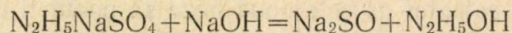


Tabela 1, cuprinde câteva titrări de sulfat de amoniu și de hidraziniu la concentrații de $1 \cdot 10^{-2}$ — $2 \cdot 10^{-3}$ m și în proporții aproximativ egale din cele două baze, iar fig. 1, înfățișează diagrama uneia dintre titrări.

Tabela 1

Titrări de $N_2H_5HSO_4$ 0,03717 m ($T=0,00483$) cu NaOH 0,2462 m ($T=0,009854$)
($(NH_4)_2SO_4$ 0,03526 m ($T=0,00466$))

cm ³ sol. sulfat de hidrazină	cm ³ sol. sulfat de amoniu	cm ³ apă	conc. aprox. de titrare moli/l	cm ³ NaOH utilizat		cm ³ NaOH calculat		Eroarea %	
				E ₁	E ₂	E ₁	E ₂	E ₁	E ₂
10	10	20	$1 \cdot 10^{-2}$	1,47	5,90	1,50	5,87	-2,0	+0,6
10	10	—	$2 \cdot 10^{-2}$	1,57	5,88	1,50	5,87	-2,0	+0,3
4	4	72	$2 \cdot 10^{-3}$	0,59	2,37	0,60	2,35	-1,7	+0,8

Tabela 2 înfățișează titrări efectuate într-un domeniu mai larg de concentrații, în care proporțiile din cele două săruri diferă între ele.

Tabela 2

Titrări de $N_2H_5HSO_4$ 0,03717 m ($T=0,00483$) cu NaOH 0,2462 m ($T=0,009854$)
($(NH_4)_2SO_4$ 0,03526 m ($T=0,00466$))

cm ³ sol. sulfat de hidrazină		10	10	10	5	1	0,1
cm ³ sol. sulfat de amoniu		5	1	0,1	10	10	10
cm ³ apă		25	29	29,9	25	29	29,9
conc. aprox. de titrare		$1 \cdot 10^{-2}$ $5 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-2}$ $1 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-2}$ $1 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-3}$ $1 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-3}$ $1 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-4}$ $1 \cdot 10^{-2}$
cm ³ NaOH utilizați	E ₁	1,475	1,48	1,49	0,745	0,148	—
	E ₂	4,48	3,35	3,07	4,39	3,175	2,90
cm ³ NaOH calculat	E ₁	1,507	1,507	1,507	0,753	0,1507	0,01507
	E ₂	4,446	3,30	3,03	4,37	3,164	2,893
Eroarea %	E ₁	−2,0	−1,8	−1,1	−1,00	−1,3	—
	E ₂	+0,8	+1,6	+1,3	+0,5	+0,3	+0,3

Erorile în minus, corespunzând primei echivalențe, s-ar putea explica prin faptul că în prezența sulfatului de amoniu cele două procese de neutralizare și deplasare, în apropierea echivalenței se desfășoară simultan. La o creștere a concentrației sulfatului de amoniu în amestec eroarea este mai mare. Incercările făcute în prezență de cantități diferite de sulfat de potasiu, au arătat o creștere și mai mare a acestei erori, ca și cum anionul comun de sulfat împiedică sau întârzie neutralizarea completă a ionului de hidrogen din sarea de amoniu.

Echivalența care marchează sfârșitul deplasării bazelor slabe este afectată de erori pozitive. Consumul în plus de hidroxid de sodiu are ca justificare faptul că o cantitate din reactiv este folosită pentru retrogradarea disocierii hidroxizilor de amoniu și de hidraziniu formați în soluție. Prezența sulfatului de potasiu nu influențează asupra celei de a doua echivalențe.

Din determinările făcute rezultă că un amestec de săruri de amoniu și de hidraziniu se poate titra conductometric, folosind ca reactiv hidroxidul de sodiu, cu rezultate mulțumitoare.

Prezența unui exces de anion comun aduce după sine un consum mai mic de reactiv pentru prima echivalență, dar nu stăjenește determinarea celei de a doua echivalențe.

Calcululele se fac pe baza faptului că prima echivalență corespunde titrării a jumătate din sarea de hidrazină, iar cea de a doua echivalență deplasării complete a bazelor slabe, așa cum arată reacțiile chimice. Dacă a și b sînt volumele de hidroxid de sodiu ce corespund celor două echivalențe atunci $2a$ cm³ corespund formării hidroxidului de hidraziniu iar $(b-2a)$ cm³ formării hidroxidului de amoniu.

КОНДУКТОМЕТРИЧЕСКАЯ ОДНОВРЕМЕННАЯ ДОЗИРОВКА СОЛЕЙ АММОНИЯ И ГИДРОЗИНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе наблюдается кондуктометрическим путем одновременное перемещение ионов аммония и гидразиния со щелочными гидроокисями в водном растворе, для уточнения условий, в которых протекает это перемещение количественно. Рабочие растворы были препарированы при непосредственном взвешивании чистых солей. Смешивая определенные объемы, были созданы растворы с концентрациями в пределах $2 \cdot 10^{-3}$ и $2 \cdot 10^{-2}$ и которые были титрованы раствором гидроокиси натрия $2 \cdot 10^{-1}$.

Результаты показывают ошибки в пределах $\pm 2\%$, допустимые при кондуктометрических титрованиях.

LE DOSAGE CONDUCTOMETRIQUE SIMULTANÉE DES SELS D'AMMONIUM ET D'HYDRAZINIUM

(Résumé)

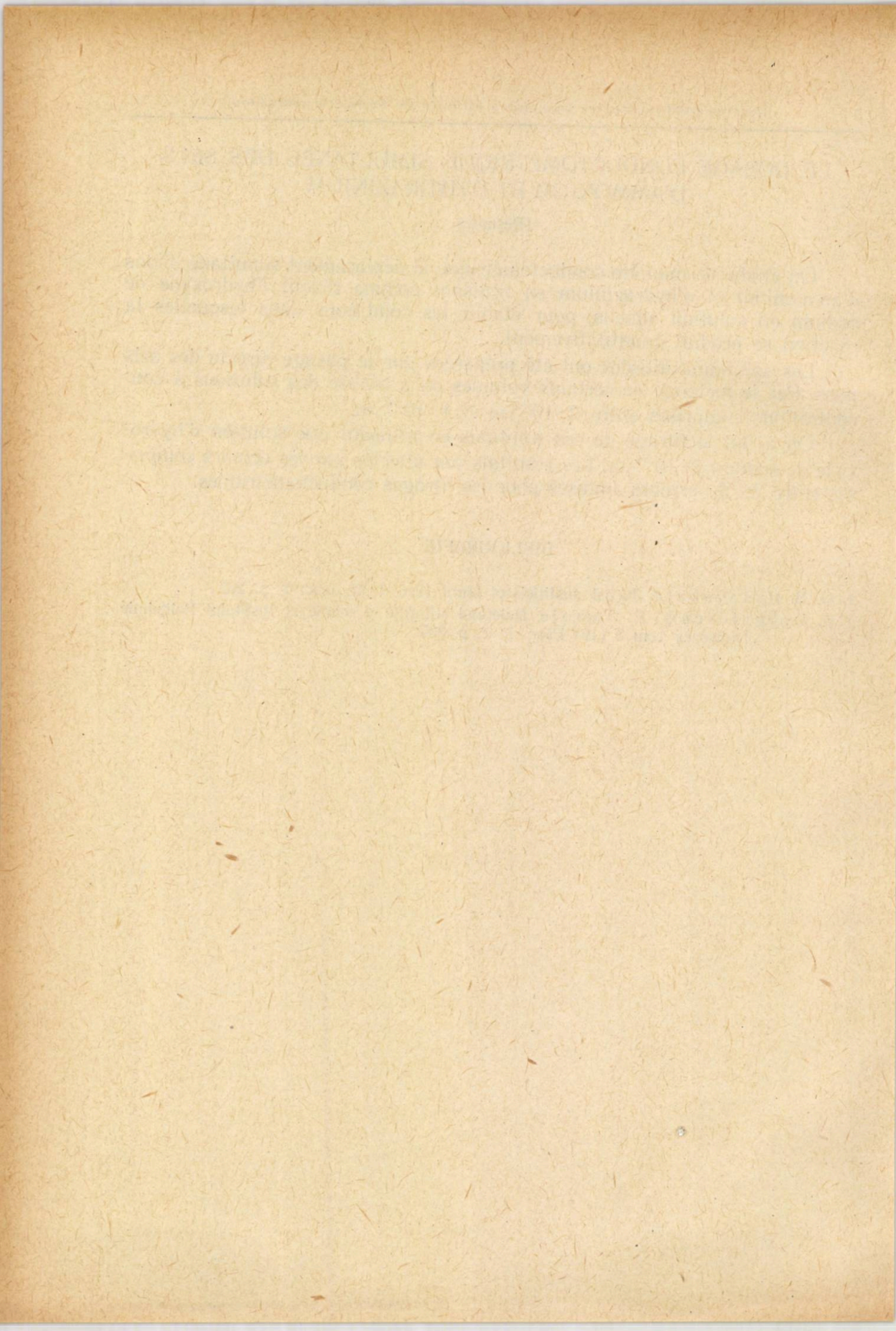
On étudie de manière conductométrique le déplacement simultané d'ions d'ammonium et d'hydrazinium en utilisant comme réactif l'hydroxyde de sodium en solution aqueus, pour établir les conditions dans lesquelles la réaction se produit quantitativement.

Les solutions utilisées ont été préparées par le passage directe des sels purs. Par le mélange de certains volumes on a réalisé des solutions à concentrations comprises entre $2 \cdot 10^{-3}$ m et $1 \cdot 10^{-2}$ m.

On a fait le titrage de ces solutions en utilisant une solution d'hydroxyde de sodium $2 \cdot 10^{-1}$ m. Les résultats ont affectés par les erreurs comprises entre $\pm 2\%$, erreurs admises pour les titrages conductométriques.

BIBLIOGRAFIE

1. G. B. Pasovskaia, Jurnal analiticiscol himii 1956, t XI, fasc. 2, p. 237
2. C. Drăgulescu și R. Pomoje, Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara Tom 5 (19) Fasc. 1—2, p. 335.



STUDIUL POTENȚIOMETRIC AL UNOR REACȚII DE OXIDO-REDUCERE ALE ARGINTULUI ÎN MEDIU PUTERNIC ALCALIN

DE

GH. FACSÇO ȘI R. MINGES

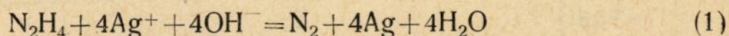
*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

Într-o lucrare anterioară [1] am cercetat unele reacții de precipitare și complexare ale argintului în mediu puternic alcalin, menținut în soluție prin intermediul sării de sodiu a acidului 4-sulfonamido-benzoic (4-SB).

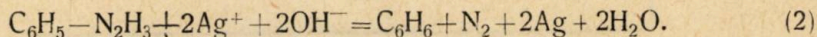
Comportarea ionului argint în soluții puternic alcaline a sării de sodiu a 4-SB prezintă un deosebit interes, întru cât acest mediu permite o separare simplă a argintului de marea majoritate a metalelor [2].

Având în vedere rezultatele bune obținute, la studiul reacțiilor de precipitare și complexare am căutat să extindem chimia analitică a argintului în mediu puternic alcalin, studiind și reacții de oxido-reducere.

Dintre reactivii de reducere ne-am oprit în primul rând la hidrazină și fenilhidrazină, care în mediu alcalin reacționează cu ionul argint după ecuațiile :



respectiv :



Această alegere era justificată prin aceea că potențialul lor de oxido-reducere, paralel cu creșterea pH-ului, se deplasează spre valori mai negative, prezentînd în mediu alcalin totodată și o viteză de reacție mult mărită.

Dozarea volumetrică a argintului cu sulfat de hidrazină în mediu alcalin, menținut în soluție prin complexare cu amoniac, a fost întreprinsă de Vulterin Ja și Zyka Ja [3]. Această dozare se efectuează însă în condiții deosebit de rigide, pentru a reduce erorile sistematice în plus, semnalate dar necercetate de autori.

METODA DE LUCRU

La titrările efectuate, ca electrod indicator s-a folosit o placă de platină sau argint, iar ca electrod de referință un electrod de calomel saturat, atașat electrodului de argint prin intermediul unui sifon umplut cu o soluție saturată de azotat de potasiu. La unele titrări, specificate în text drept electrod de referință s-a utilizat unul identic cu electrodul indicator, introdus

într-o soluție de compoziție corespunzătoare soluției de titrat în punctul de echivalență.

Soluția de titrat a fost preparată în felul următor: la 5 cc dintr-o soluție 0,1 N de azotat de argint s-a adăugat un volum egal dintr-o soluție 0,1 N de acid 4-SB (sarea de sodiu), iar precipitatul format s-a dizolvat într-un exces anumit de NaOH. După diluare la un volum total de 70–80 cc, când soluția avea o anumită concentrație de NaOH, ea a fost supusă titrării

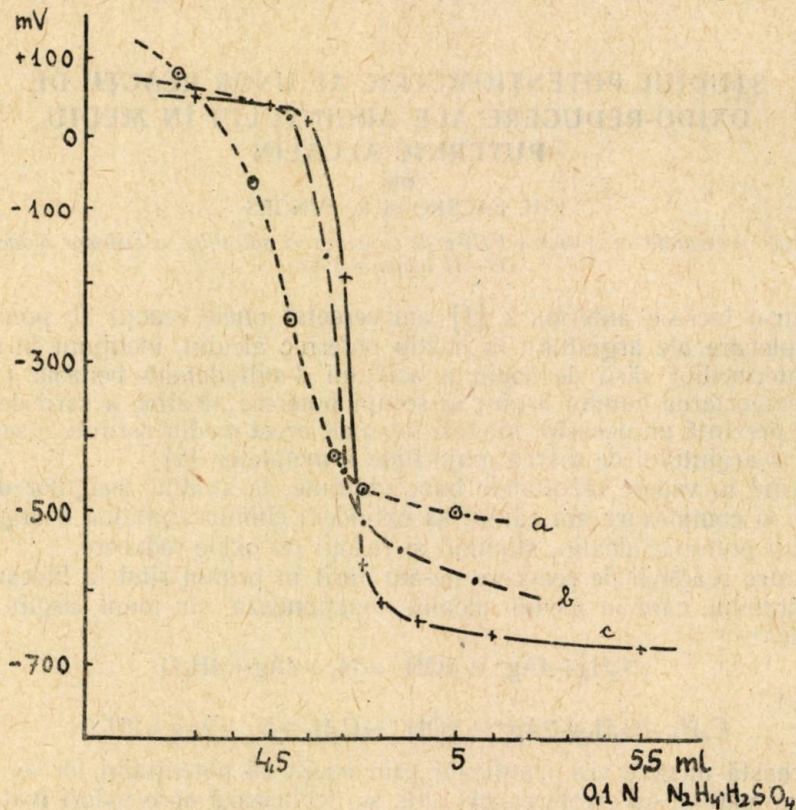


Fig. 1.

Titulul soluției de azotat de argint p.a. s-a verificat prin titrare potențimetrică cu clorură de potasiu.

Titlul soluțiilor de sulfat de hidrazină p.a. și clorhidrat de fenilhidrazină p.a. au fost verificate prin titrare potențimetrică cu bromat după F. Jancik, O. Cinkova și J. Korbl [4].

Reactivul a fost adăugat soluției de titrat dintr-o biuretă de 10 cc.

REZULTATELE EXPERIMENTALE

Deoarece hidrazina și derivații ei, în mediu alcalin, reacționează cu oxigenul dizolvat în soluție, titrările noastre le-am executat în atmosferă de azot.

La titrările argintului în mediu alcalin cu sulfat de hidrazină, potențialul electrodului indicator se stabilea cu atât mai repede cu cât alcalinitatea soluției era mai mare. Concomitent cu creșterea alcalinității creștea și valoarea saltului de potențial în punctul de echivalență, pentru ca în soluții 4 N în NaOH acest salt să fie de peste 600 mV pentru 0,1 cc reactiv adăugat.

Titrările efectuate au arătat erori în minus, care scădeau însă cu creșterea alcalinității, așa că în soluții de peste 1 N în NaOH rezultatele erau cele teoretice.

Fig. 1 reprezintă curbele de titrare ale argintului cu o soluție 0,1 N de sulfat de hidrazină, în soluții 0,1 ; 0,5 și 4 N de NaOH cu electrod indicator de platină, față de electrodul saturat de calomel.

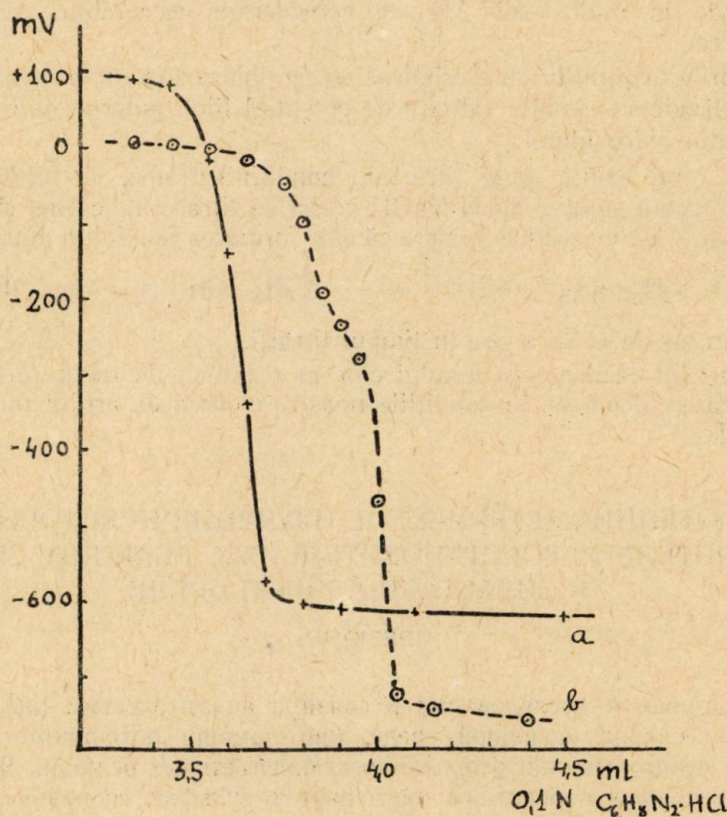


Fig. 2.

Erorile în minus constatate nu le atribuim unor reacții secundare, ci unor fenomene de adsorbție a ionilor de argint pe argintul coloidal apărut în timpul titrării. Cu creșterea concentrației hidroxidului de sodiu această adsorbție este mai slabă, ceea ce explică și de ce numai la o anumită concentrație a hidroxidului solul de argint coagulează la echivalență.

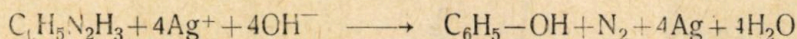
Rezultatele bune obținute ne-au determinat să încercăm adaptarea metodei pentru condiții obișnuite, fără atmosferă inertă. Observația făcută în lucrarea citată [1] că sulfitul alcalin nu reduce ionul de argint în condițiile noastre de lucru, ne-au condus la utilizarea lui pentru îndepărtarea oxigenului din soluție.

Deoarece în prezența sulfitului curba de titrare este distorsionată, datorită suprapunerii potențialului sulfitului peste cel al hidrazinei, titrarea nu s-a mai efectuat față de electrodul saturat de calomel, ci față de unul identic cu electrodul indicator, introdus într-o soluție de hidroxid de sodiu și sulfit de sodiu într-o concentrație egală cu cea din soluția de dozat, și s-a titrat pînă la F.E.M. zero.

Erorile în minus sub 1%, le considerăm acceptabile pentru analize tehnice.

Titările argintului cu clorhidrat de fenilhidrazină nu au dus la rezultate satisfăcătoare, poziția saltului de potențial fiind puternic influențată de concentrația hidroxidului.

Fig. 2 reprezintă două titrări în condiții extreme, de 0,1 N și 8,5 N NaOH. În cazul soluției 8,5 N NaOH curba de titrare indică net existența a două reacții. Cea de a doua se pare că este formarea fenolului, după ecuația :



al cărui miros de altfel apare în timpul titrării.

Observăm că prezența ionului clor în reactivul de reducere nu deranjează titrarea, deoarece în condițiile noastre clorura de argint nu mai precipită [1].

ПОТЕНЦИОМЕТРИЧЕСКОЕ ИЗУЧЕНИЕ НЕКОТОРЫХ ОКИСЛИТЕЛЬНО-ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫХ РЕАКЦИЙ СЕРЕБРА В СИЛЬНО ЩЕЛОЧНОЙ СРЕДЕ

(РЕЗЮМЕ)

Расширяются исследования в связи с аналитическим наблюдением серебра в сильно щелочной среде, при помощи потенциометрического изучения некоторых окислительно-восстановительных реакций. В качестве восстановительного реактива применяется сульфат гидразина и хлоргидрат фенолгидразина.

При титровании сульфатом гидразина были получены очень хорошие результаты в атмосфере азота и удовлетворительные (ошибки меньше 1%) для технических анализов в обыкновенной атмосфере, прибавляя в этом случае щелочный сульфит для удаления кислорода из раствора.

Фенолгидразин неприменим для дозировки серебра в сильно щелочной среде благодаря некоторым побочным реакциям.

L'ÉTUDE POTENTIOMÉTRIQUE DE QUELQUES RÉACTIONS D'OXYDO-RÉDUCTION DE L'ARGENT EN MILIEU FORT ALCALIN

(RÉSUMÉ)

Les recherches concernant le comportement analytique de l'argent en milieu fort alcalin sont complétées par l'étude potentiométrique de certaines réactions d'oxydo-réduction. On utilise comme réactif de réduction le sulfate d'hydrazine et le chlorhydrate de phénylhydrazine. En utilisant le sulfate d'hydrazine on obtient de très bons résultats en atmosphère d'azote et des résultats satisfaisants en présence d'air (erreurs moins d'un pourcent) à condition d'y ajouter du sulfite alcalin pour chasser l'oxygène dissous dans la solution.

Là phénylhydrazine n'est pas utilisable pour le dosage de l'argent dans un milieu fort alcalin à cause de certaines réactions secondaires.

BIBLIOGRAFIE

1. Facsko Gh., Minges R.: *Talanta*, 1960, v. 5, nr. 2, p. 102—7.
2. Ciuhandu Gh., Ceaușescu D., Facsko Gh., *Studii și cercetări de chimie*, 1957, v. 25, nr. 1, p. 79—82.
3. Vulterin Ja., Zyka Ja., *Collection of Czechoslovak Chemical Communications*, 1960, v. 25, nr. 1, p. 206—9.
4. Jancik F., Cinkova O., Korbl J., *Collection of Czechoslovak Chemical Communications*, 1959, v. 24, nr. 8, p. 2695—8.

STUDIUL OBȚINERII UNOR SCHIMBĂTORI DE IONI DIN CĂRBUNII BRUNI DIN BANAT

(PARTEA II-a)

DE

V. COCHECI și R. TAUBERT

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

În continuarea lucrărilor privind valorificarea unor cărbuni inferiori din regiunea Banat s-au studiat în prezenta lucrare alte sorturi de cărbuni și anume :

- cărbune provenit de la exploatarea Orșova,
- cărbune provenit de la mina Cireșul.

Aceștia au prezentat următoarele caracteristici analitice :

Tabela 1

	Tipul cărbunelui	
	Orșova	Cireșul
Umiditate %	8,31	11,26
Sulf %	7,67	2,50
Materii volat. %	24,50	54,20
Cenușă %	62,42	10,03

Capacitatea de schimb a acestora în stare naturală s-a determinat după metoda descrisă într-o lucrare anterioară [1]. S-a constatat că numai cărbunele de la mina Cireșul prezintă o capacitate de schimb apreciabilă, datorită prezenței grupelor —COOH, indicată de altfel de conținutul ridicat în materii volatile.

Tabela 2

	mg CaO la 100 ml soluție	
	Inițial	Final
Orșova	135	134,2
Cireșul	135	93,8

Cărbunii cercetați s-au supus sulfonării cu acid sulfuric oleum (20% SO_3 liber), variindu-se raportul cărbune/acid sulfuric și timpul de sulfonare, temperatura menținându-se constantă la 105—110 °C.

Cercetându-se capacitatea de schimb după metoda dinamică s-au obținut următoarele rezultate (tabela 3). Cele mai bune rezultate se obțin în

Tabela 3

Tipul de cărbuni	Rap. O:C	mg CaO		Timp de sulf. (min)	ml apă (9,4° duritate)					
		inițial	final		100	200	300	400	500	600
					duritate reziduală					
Orșova	2:1	64	32,5	60	0,05	0,15	0,2			
	3:1	64	25,1	120	0,61	0,91				
	4:1	64	25,1	180	0,6	0,6	0,9			
	5:1	64	25,1	240	0,15	0,33	0,9			
	7:1	64	24,4	300	0,03	0,03	0,15			
Cireșul	2:1	64	45,1	60	0,05	0,05	0,05	0,08	0,17	0,26
	3:1	64	35,8	120	0,05	0,05	0,05	0,08	0,08	0,17
	4:1	64	18,7	180	0,05	0,05	0,05	0,07	0,11	0,34
	5:1	64	17,1	240	0,04	0,04	0,04	0,04	0,10	0,27
	7:1	64	16,8	300	0,05	0,05	0,06	0,06	0,12	0,32

cazul raporturilor oleum/cărbune de 4 : 1 și raporturi mai mari și la un timp de sulfonare de 3—5 ore. În încercările statice pe care le-am efectuat asupra unei ape cu o duritate de 9,6 grade folosind cărbunii sulfonați de la mina Cireșul timp de 3 ore și de la mina Orșova timp de 5 ore la un raport de sulfonare de 5 : 1 s-au găsit următoarele capacități de schimb (mg CaO/ml) :

— Orșova 8,2

-- Cireșul 9,8

În lucrarea autorilor citată mai sus [1] s-au observat anumite anomalii și anume : după depășirea unui timp de sulfonare are loc o scădere a capacității de schimb la anumite tipuri de cărbuni sulfonați. S-a presupus că acest fenomen are loc datorită unor reacții de desulfonare și de decarboxilare. Pentru a determina conținutul în acizii sulfonici din produșii cercetați s-a aplicat metoda Eschka. S-au obținut rezultatele redate în tabela 4.

Tabela 4

Timp de sulfonare (min)	Baia Nouă	Cozla	Caransebeș	Orșova	Cireșul
	(‰ sulf)				
60	14,8	21,6	14,9	10,2	14,7
120	15,5	23,0	14,4	9,5	14,4
180	17,3	24,2	11,9	8,8	14,9
240	17,2	22,0	14,2	9,2	14,9
300	17,3	20,4	13,8	10,9	14,6

Din datele obținute se observă că în general se confirmă ipotezele autorilor, anumite nepotriviri datorându-se apariției unor sulfone $R-SO_2-R$, fapt confirmat și de unele date descrise în literatură [2]. Apariția acestor grupe este cauza și a capacității de schimb mai reduse a cărbunelui sulfonat Cozla față de cel de la Baia Nouă, cu toate că el conține mai mult sulf.

Din examinarea capacităților de schimb statice a cărbunilor sulfonați de diferite proveniențe, cuprinse în tabela 5 rezultă că produsul obținut din cărbunii proveniți de la Baia Nouă prezintă calități de epurare mult superioare, de aceea studiile autorilor s-au îndreptat asupra stabilirii condițiilor optime de preparare și de utilizare a acestora.

Tabela 5

Tipul cărbunelui sulfonat	Capacitatea de schimb gr CaO/litru
Caransebeș *)	6,5
Cozla *)	8,8
Baia Nouă *)	14—15
Orșova	8,2
Cireșul	9,8

*) Rezultate din partea I (1).

Deoarece cărbunele de Baia Nouă are un conținut în cenușă destul de ridicat (9,92%), autorii au urmărit reducerea acesteia. În acest scop cărbunele brut măcinat a fost supus unui tratament cu acid sulfuric 10% (care rezultă la spălarea produsului sulfonat) la temperatură ambiantă. S-a reușit astfel să se reducă cenușa la 5,8%. Menționăm că și în cazul produsului sulfonat s-a găsit un conținut în cenușă de 6,3%, ceea ce indică că în urma procesului de sulfonare și spălare are loc eliminarea părților solubile din cenușă, nemaifiind necesar un tratament auxiliar.

În continuare s-a cercetat influența supraîncălzirii în timpul procesului de sulfonare (tabela 6). Astfel masa de reacție încălzită la aproximativ 200 °C și menținută la această temperatură timp de 25 minute și apoi răcită lent duce la un produs cu o capacitate de schimb mai redusă și o mare parte din cărbunele sulfonat se prezintă ca un praf fin, inutilizabil pentru scopul produs. Tot în tabela 6 sînt cuprinse rezultatele înregistrate în cazul sulfonării cu agitare respectiv fără agitare și cu un mare exces de acid sulfuric oleum.

Tabela 6

Proba	mg CaO	
	inițial	final
Proba sulfonată la 200 °C	243	93,8
Sulfonat fără agitare	243	80,5
Sulfonat cu agitare puternică	243	80,5
Sulfonat la un raport O : C 10 : 1	243	61,6

După cum se vede este recomandabil a se lucra cu agitare slabă pentru omogenizare termică. Agitarea puternică poate duce la sfărîmarea produsului, iar cantitatea de oleum nu trebuie sporită peste raportul de 5 : 1, deoarece diferența mică între capacitățile de schimb la raporturi mai mari nu justifică consumul mai ridicat de acid pentru sulfonare.

Influența spălării asupra randamentului în produs util cu granulația 0,2—3 mm, rezultă din tabela 7.

Tabela 7

Condiții de lucru	Temp. la care se încălz. prod. la spălare (°C)	Pierderi sub formă de praf (%)
Prod. lăsat la aer 24 ore apoi spălat cu apă	25—26	8,5
Prod. răcit, spălat imediat cu apă	41—43	15,0
Prod. răcit, spălat cu acid sulfuric 25%	40—41	16,1

În toate cazurile rezultă la spălare un acid diluat (8—12%) cu puține utilizări. Pentru spălare se poate folosi orice apă, produsul spălat tratîndu-se în acest caz înainte de utilizare cu un agent de regenerare.

Pentru a stabili intervalul de temperatură în care poate lucra produsul sulfonat, s-au efectuat o serie de încercări la temperaturi de la 1,5—95 °C, obținîndu-se rezultatele redade în tabela 8.

Tabela 8

Temperatura apei °C	Duritatea apei °d	Duritatea reziduală °d	Debitul maxim admis l/h	Cantitatea de apă ml
1—1,5	9,8	0,01	0,8	900
20	9,8	0,01	0,9	1 700
50	9,8	0,01	1,5	1 700
90—95	9,8	0,01	3,0	1 300

Se observă că pentru o anumită temperatură se atinge un maxim apoi capacitatea de schimb scade.

Produsul sulfonat de la mina Baia Nouă, epurează bine indiferent de duritatea inițială a apei pînă la valori de 50° d, cînd numai reține total sărurile de calciu și magneziu, rămînînd o duritate reziduală de 0,05 grade.

Pentru a vedea dacă acizii care rezultă în urma procesului de schimb au acțiune asupra acestuia, s-au efectuat încercări conform unei metode găsite în literatură [3] lucrîndu-se cu soluții de NaCl și NaCH₃COO. Rezultatele sînt redade în figura 1.

După cum se observă procesul de epurare nu este influențat de acizii care rezultă, datorită faptului că în procesul de schimb acționează în special grupele SO₃H, puternic acide. Faptul că activitatea produsului cercetat se datorește aproape exclusiv acestor grupe, rezultă din determinarea capacității de schimb a grupelor puternic acide [4].

- Capacitatea de schimb științifică 1,15 mval/gram
- Capacitatea de schimb a grup. puternic acide 1,13 mval/gram

Produsul sulfonat obținut prezintă capacități de epurare asemănătoare cu produsul sovietic „Sulfocarbon” (1,22 mval/gram) și cel obținut din cocs de petrol (1,20 mval/gram).

S-au întreprins o serie de încercări cu ape din diferite pH-uri de la 1—8 pentru a stabili domeniul de acțiune a produsului sulfonat, constatăndu-se că valori optime se obțin pentru un pH cuprins între 3—8, deci se cuprind toate tipurile naturale de ape.

În ceea ce privește operațiunea de regenerare, aceasta se poate efectua la temperatura ambiantă atât cu soluție de HCl 5% cât și cu soluție de NaCl 10%.

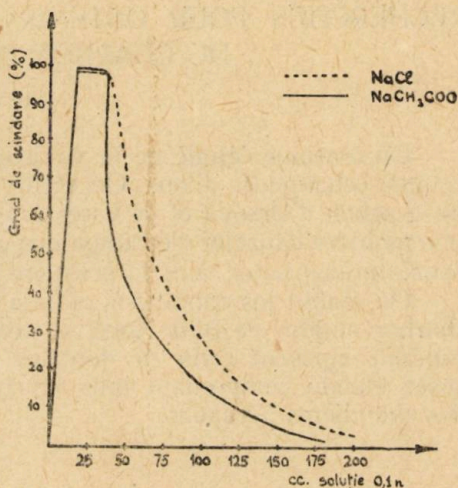


Fig. 1.

CONCLUZII

1. S-au sulfonat cărbunii proveniți de la mina Orșova și mina Cireșul. Capacitatea lor de schimb este mai redusă decât a altor sorturi de cărbuni cercetați anterior [1]. De asemenea cărbunele de la mina Orșova prezintă o rezistență mică la procesul de sulfonare.

2. S-au stabilit condițiunile optime de preparare și de exploatare pe scară de laborator a produsului sulfonat provenit de la mina Baia Nouă.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛУЧЕНИЯ НЕКОТОРЫХ ИОННООБМЕННИКОВ ИЗ БАНАТСКОГО БУРОГО УГЛЯ

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе продолжается изучение освоения в качестве ионнообменников банатских углей низшего качества. Изучаются свойства сульфированных соединений углей из Оршовой и Чирешу, констатируя, что их обменная способность меньше чем углей из Бая-Нова.

Разъясняются некоторые утверждения сделанные в первой части работы. Для сульфированного угля из Бая-Нова устанавливаются наилучшие условия приготовления и эксплуатации в лабораторном масштабе. Устанавливается, что продукты, акционируют в довольно широком диапазоне pH и температур, в который входят все виды воды используемой для питания паровых котлов.

RECHERCHES POUR OBTENIR CERTAINS ÉCHANGEURS D'IONS DU CHARBON BRUN DU BANATE

(RÉSUMÉ)

On continue l'étude de la valorification du charbon inférieur du Banate comme échangeurs d'ions. On étudie les propriétés des composées sulfonées du charbon d'Orsova et de Ciresul. On constate que ces produits présentent une moindre capacité d'échange que ceux de Baia Noua. On élucide certaines constatations faites dans la première partie de l'ouvrage.

On établit les conditions optima de préparation et d'exploitation que du charbon sulfoné de Baia Nouă au niveau du laboratoire. On constate que les produits agissent dans un domaine de pH et d'intervalle de température assez étendu comprenant tous les types d'eau utilisée pour l'alimentation des chaudières à vapeur.

BIBLIOGRAFIE

1. Coheci V., Taubert R., Studiul obținerii unor schimbători de ioni din cărbunii bruni din Banat (Partea I-a), Bul. Științ. și Tehnic al I.P.T., Tomul 5 (19), 357 (1960).
2. Helfferich F., Ionenaustauscher, Band 1, Verlag Chemie Weinheim 65—66, 81—82, (1959):
3. Naumann G., Chemische Technik, 5, 255—261 (1955).
4. Fischer S., Kunin R., Analyt. Chemistry, 27, 1191 (1955).

STUDIUL UNOR CATALIZATORI PENTRU OXIDAREA NAFTALINEI LA ANHIDRIDA FTALICĂ

DE

Z. GROPSIANU ȘI D. KOHN

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

Marea dezvoltare pe care a luat-o industria maselor plastice în ultimul timp, cere printre altele și cantități din ce în ce mai mari de anhidridă ftalică. Ca urmare a acestui fapt au apărut multe articole referitor la obținerea anhidridei ftalice, pe de o parte din diverse materii prime [1] [2] [3], pe de altă parte prin diverse procedee.

Studiile care predomină sînt cele care se referă la oxidarea catalitică a naftalinei, respectiv în ultima vreme și a orto-xilenului. Procesele catalitice scot în evidență anumiți factori ce influențează mersul reacției, cum ar fi: substanța activă, temperatura, suportul, anumite adaosuri la substanța activă. Aceste studii nu se referă însă la o serie de substanțe (elemente sau oxizi) care pot îmbunătăți randamentul, și nici proporțiile în care ele trebuie adăugate.

În încercările noastre am studiat unele din aceste substanțe și cîtiva suporta.

Cel mai utilizat catalizator în procesul de oxidare a naftalinei este V_2O_5 depus pe suporta diferiți. Se constată însă că această substanță, singură este prea activă și duce la ardere cu formare de CO_2 . Există trei posibilități principale de desactivare a V_2O_5 :

- prin topire parțială
- vanadiul sub formă de combinații chimice stabile
- diferite adaosuri.

Astfel deja Gibbs [4] a arătat posibilitatea reducerii activității V_2O_5 prin utilizarea catalizatorului V_2O_5 topit pe aluminiu, procedeul folosit și de Fiertz-David [5] cînd se obține un catalizator destul de selectiv, cu un randament de transformare în anhidridă ftalică de 72%.

În ceea ce privește procedeul de desactivare parțială prin utilizare de combinații stabile ale vanadiului, sînt descriși catalizatori ca: vanadat de zinc și vanadat de bismut [6], cu randament în anhidridă ftalică de circa 80%, sau vanadat de staniu [7], respectiv și o serie de heteropoliacizi [8].

Amestecul de substanțe oferă posibilități foarte variate și literatura indică o serie de variante ca:

- adaosuri de oxizi sau alte combinații în cantități variabile, pînă la raporta echi-moleculare [9],
- adaosuri de substanțe sub formă de stabilizatori sau promotori-stabilizatori [10], [5].

În literatură se descriu o serie de catalizatori diferind între ei prin suportul folosit: silice, kieselguhr, piatră ponce, carborund, aluminiu poros etc.

Suportul pe care se depune substanța activă este un factor de mare importanță în procesul catalitic, atît în ce privește suprafața de adsorbție cît și prin rezistența termică și mecanică. Suportul are un rol hotărîtor la anumiți catalizatori pentru evitarea supraîncălzirilor locale din cauza reacției catalitice exoterme.

Cercetările actuale în problema oxidării catalitice a naftalinei la anhidridă ftalică, sint dirijate înspre obținerea unor catalizatori cu randamente bune, respectiv o selectivitate mai mare. Aceste cercetări sint orientate spre obținerea unor catalizatori de V_2O_5 :

- cu adaosuri în cantități mici de oxizi sub formă de promotori,
- adaosuri de oxizi de tipul combinațiilor echimoleculare,
- cu stabilizatori cum ar fi de exemplu SO_4K_2 .

PARTEA EXPERIMENTALA

Încercările noastre au fost făcute cu scopul obținerii de catalizatori de V_2O_5 , pe de o parte cu adaosuri de oxizi de elemente nedescrise în literatură, pe de altă parte folosind suportți diferiți.

Majoritatea catalizatorilor încercați s-au depus pe suport de granule de aluminiu poros, convenabil în practică.

Rezultatele catalizatorilor s-au comparat cu catalizatorul de V_2O_5 depus pe granule de aluminiu.

S-au preparat catalizatori de V_2O_5 cu adaos de oxizi de crom, cadmiu și uraniu, pentru care lipsesc indicații precise în literatură, în ce privește activitatea și randamentul.

Catalizatorii s-au obținut prin reducerea vanadatului de amoniu cu acid oxalic la circa $70^\circ C$, la care s-a adăugat sarea de crom trivalentă obținută prin reducerea bicromatului de amoniu cu acid oxalic, respectiv azotat de cadmiu și oxid de uraniu. Catalizatorii au fost oxidați cu un curent de aer și activați cu cantități mici de naftalină în aer.

Am folosit un cuptor orizontal cu încălzire electrică. Catalizatorul s-a așezat într-un tub de sticlă greu fuzibil. Temperatura s-a măsurat cu un termocuplu (cupru-constantan) așezat într-un tub de sticlă, montat axial în tubul de cataliză, permițind măsurarea variațiilor de temperatură în lungul zonei de cataliză.

REZULTATE EXPERIMENTALE

În primele încercări s-a urmărit studiul activității catalizatorilor din sistemul binar $V_2O_5-Cr_2O_3$ în funcție de compoziție; ulterior s-a cercetat sistemul V_2O_5-CdO cu cantități mici de CdO .

S-a lucrat cu un debit total de circa 3 000 litri /litri catalizator-oră. Rezultatele obținute sint redade în tabela 1 și în diagramele 1 și 2.

Din diagrama care arată variația randamentului în funcție de compoziție, la sistemul binar $V_2O_5-Cr_2O_3$, rezultă un maxim al randamentului pentru o compoziție a catalizatorului de V_2O_5 cu 4% Cr_2O_3 , ceea ce denotă o acțiune netă de promotor a Cr_2O_3 .

În ceea ce privește adaosurile de CdO , acestea scad activitatea catalizatorului de V_2O_5 , ducînd la un randament de transformare în anhidridă ftalică mai scăzut decît cel al catalizatorului de V_2O_5 pur.

În diagramele 3 și 4 sint redade variațiile randamentului în funcție de temperatură a catalizatorilor de $V_2O_5-Cr_2O_3$ și V_2O_5-CdO , comparativ cu catalizatorul de V_2O_5 pur.

Tabela 1

Nr.	Compoziția catalizatorului	Q gr/l cat. oră	T °C	R l/gr	Anhidrida ftalică	Conversia în CO ₂	Conversia totală
1	V ₂ O ₅	35,4	400	93,5	52	9,7	79,5
2		34,7	425	95	64,5		
3		36,3	450	91	67		
4		40	475	82,6	62,5		
5		23	450	96	53		
6		30,4	450	109	50,3		
7		21,9	450	155	60,7		
8	V ₂ O ₅ + 40% Cr ₂ O ₃ (C ₁)	37,3	350	88,5	48,1		
9		24,3	400	156	74		
10		34	425	97	77,5		
11		33,4	450	99	71		
12		43,7	450	78	61,5		
13		27,5	450	126	62,8		
14		18	450	210	76		
15	V ₂ O ₅ + 100% Cr ₂ O ₃ (C ₂)	35,8	350	88	63,7		
16		34	375	97	60		
17		38,3	400	86	52,2		
18		34	425	97	39,3		
19		36	450	92	33,3		
20	V ₂ O ₅ + 250% Cr ₂ O ₃ (C ₃)	32,3	400	101	32,8		
21		34	425	97	35,3		
22		32,7	450	101	46		
23		36	475	92	50		
24	V ₂ O ₅ + 45,50% Cr ₂ O ₃ (C ₄)		420	97	5		
25	V ₂ O ₅ + 10% CdO (C ₅)	38,7	380	86,5	57,8	20,2	82,7
26		43,3	400	77	60,3		
27		44,7	435	76	53,8		
28		41,2	435	92,5	54,2		
29	V ₂ O ₅ + 30% CdO (C ₆)	18	425	176	53,8		
30		17,7	450	179	56,7		
31		18,7	475	169	51,8		
32	V ₂ O ₅ + 50% CdO (C ₇)	33	400	100	40	26,8	70
33		26,1	425	124	51,5		
34		33	475	100	54,5		
35	V ₂ O ₅ + 40% UO ₃	30,7	410	108	55,5		
36		41,6	410	86,5	57,7		

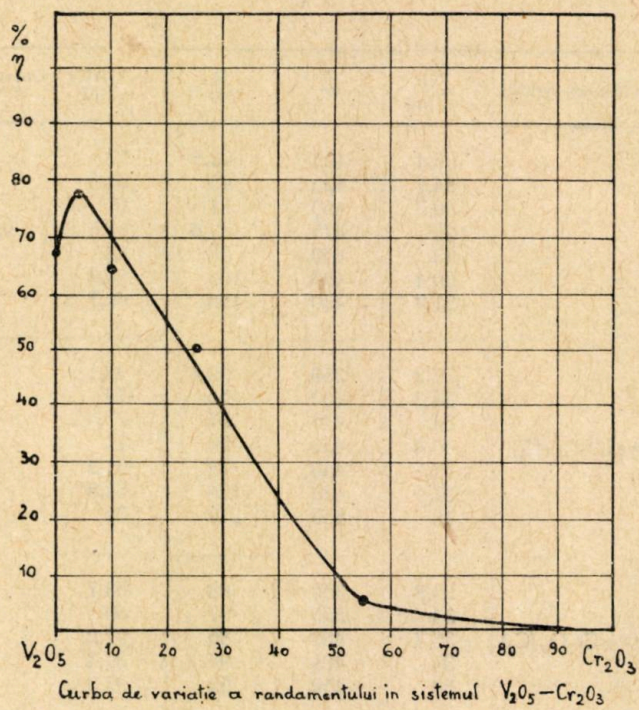


Fig. 1.

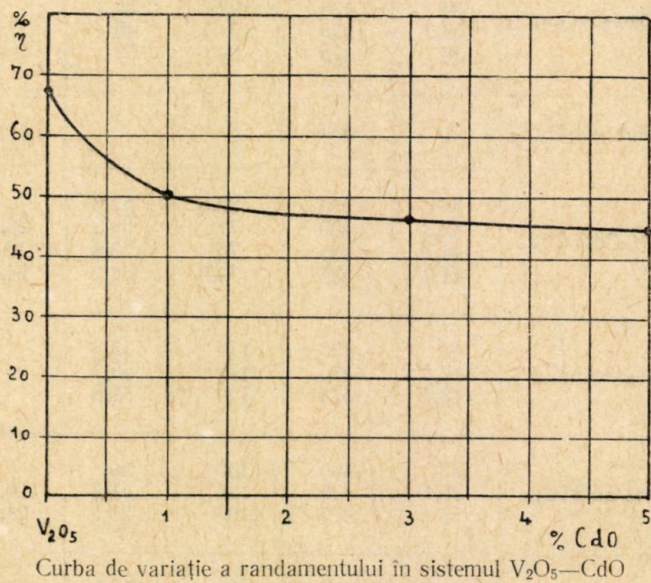
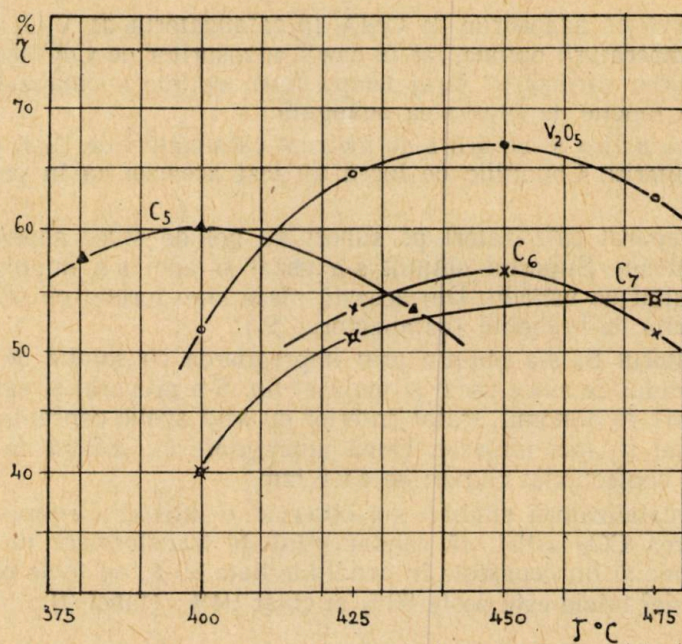
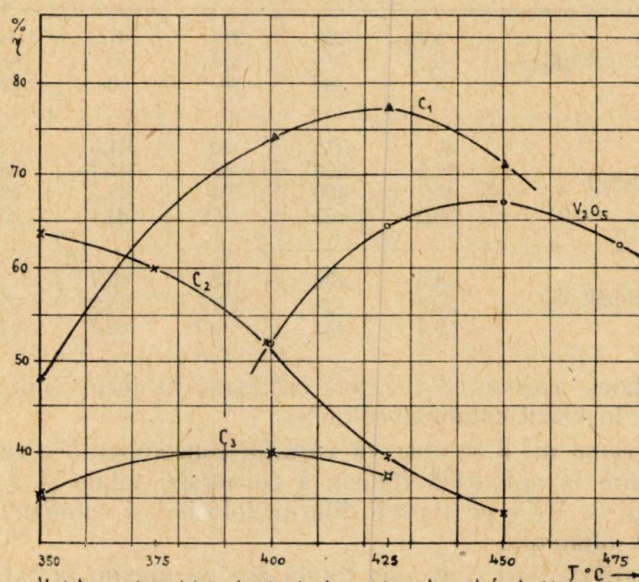


Fig. 2.



Variatia randamentului in functie de temperatură la catalizatorii V_2O_5 -CdO in comparație cu cel de V_2O_5

Fig. 3.



Variatia randamentului in functie de temperatură la catalizatorii V_2O_5 -CrO₃ in comparație cu cel de V_2O_5

Fig. 4.

Se observă că adaosurile de Cr_2O_3 la catalizatorul de V_2O_5 duce la o scădere a temperaturii optime, iar în cazul adaosurilor de CdO temperatura optimă de lucru variază în jurul temperaturii optime a catalizatorului de V_2O_5 pur, în funcție de cantitatea adăugată.

În partea a II-a a lucrării s-au încercat catalizatori de V_2O_5 pur depus pe suporti diferiți. Condițiile de lucru au fost aceleași ca în prima parte a lucrării.

S-au preparat catalizatori pe suport de gel de silice coprecipitat cu sulfat de potasiu. Suportul obținut s-a uscat și apoi s-a impregnat cu o soluție de sulfat de vanadil. Din această masă s-au format cilindri mici cu o placă găurită de bachelită (catalizatorul S_1).

Catalizatorul S_2 s-a obținut prin impregnarea cu soluție de sulfat de vanadil a gelului de silice uscat și mojarat fin. S-a preparat și catalizatorul (S_4) cu suport de diatomit, tratat anterior cu acid azotic concentrat, spălat, uscat, calcinat și apoi mojarat. După impregnare cu soluția de sulfat de vanadil s-au confecționat cilindri de 4×6 mm.

La toți catalizatorii studiați s-a observat o intensă dirijare a reacției către formarea CO_2 astfel, că randamentul de transformare în anhidridă ftalică este mic și nu depășește în condițiile date 50%, cu toate că, procentajul conversiei totale este peste 80% și chiar 94%. (tabel 2).

Tabela 2

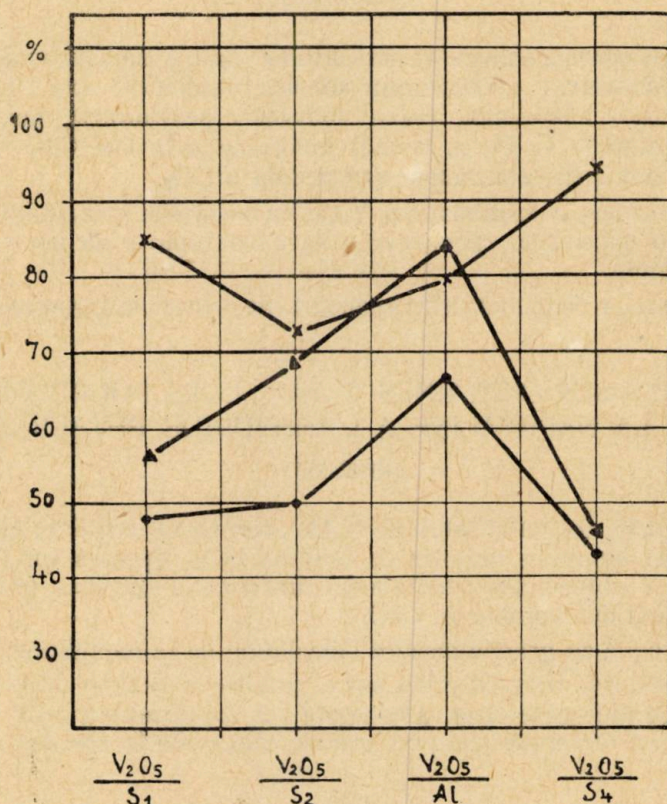
Nr.	Compoziția catalizatorului	Q gr/l cat. oră	T °C	R l/gr	Anhidrida ftalică	Conversia în CO_2	Conversia totală
1	$\text{V}_2\text{O}_5/\text{SiO}_2 + \text{SO}_4\text{K}_2(\text{S}_1)$	5,75	400	278	47,9	44	85
2		6,17	430	259	46	40,5	84
3		6	380	267	50	35,5	78,8
4	$\text{V}_2\text{O}_5/\text{SiO}_2(\text{S}_2)$	49	375	90	41,6	24,1	60
5		51,4	400	86	41,7	28,3	64,3
6		47	400	94	49,7	29,3	72,5
7		56,2	425	77,5	39,1	25,6	60
8	$\text{V}_2\text{O}_5/\text{Diatomit} (\text{S}_4)$	14,6	400	140	40,7		
9		20,8	430	101	45,9	32,2	72
10		19,4	430	89,1	42,7	57,4	94,2

Selectivitatea acestor catalizatori oscilează în jurul unor valori mici, fiind de 68% în cazul catalizatorului S_2 .

Din diagrama nr. 5 se observă variația concomitentă a randamentului de transformare în anhidridă ftalică, a conversiei totale și a selectivității la catalizatorii de V_2O_5 pe suporti diferiți, folosind și catalizatorul de V_2O_5 pe granule de aluminiu.

Se constată că deși conversia totală are un maxim la catalizatorul cu suport de diatomit, curba selectivității dă optimul la catalizatorul pe aluminiu poros.

În același mod se explică tendința de mărire a selectivității catalizatorului pe suport de gel de silice cu cantități mai mari de SO_4K_2 .



Variația randamentului, conversiei totale și a selectivității la catalizatori de V_2O_5 pe suporturi diferite

- Randam. în anh. ftalică
- x Conversia totală
- ▲ Selectivitatea

Fig. 5.

CONCLUZII.

S-a studiat comportarea catalizatorilor de V_2O_5 cu adaos de Cr_2O_3 în proporții diferite, cu CdO în cantități mici și cu oxid de uraniu. Se constată acțiunea netă de promotor al Cr_2O_3 și acțiunea negativă a CdO , pe când UO_3 conduce reacția energetic la CO_2 . Încercările cu suporturi de gel de silice, diatomit și aluminiu arată selectivitatea cea mai mare pentru suportul de aluminiu.

ИССЛЕДОВАНИЯ НЕКОТОРЫХ КАТАЛИЗАТОРОВ ДЛЯ
ОКИСЛЕНИЯ НАФТАЛИНА В ФТАЛИЕВЫЙ АНГИДРИД
(РЕЗЮМЕ)

В работе исследовались катализаторы V_2O_5 с прибавлением Cr_2O_3 в разных отношениях, с небольшими количествами CdO или UO_3 на носителе зернистого алюминия. Были получены результаты, показывающие влияние промотора Cr_2O_3 и, неблагоприятное действие $CdO \cdot UO_3$ вызывает в большой мере окисление нафталина в CO_2 .

Был проверен и катализатор V_2O_5 на носителе силикагеля и диатомита и было проведено сравнение с катализаторами на носителе зернистого алюминия.

Установлена большая селективность на носителе силикагеля.

RECHERCHES SUR CERTAINES CATALISEURS POUR L'OXYDATION
DE LA NAPHTALINE A L'ANHYDRIDE PHTALIQUE
(RÉSUMÉ)

On a étudié des cataliseurs de V_2O_5 avec Cr_2O_3 en différentes proportions avec des quantités réduites de CdO ou UO_3 déposées sur l'aluminium granulé. On a obtenu des résultats qui montrent l'influence promotrice du Cr_2O_3 et l'action défavorable de CaO .

On provoque en grande mesure l'oxydation de la naphthaline.

On a fait aussi des recherches sur le cataliseur de V_2O_5 déposé sur le gel de silice et de diatomite et on a comparé ces cataliseurs à ceux mentionnés ci-dessus. On a remarqué une plus grande sélectivité de ces derniers.

BIBLIOGRAFIE

1. Carliss, Kinnley and Irwing Pincus, Ind. Eng. Chem, 43 2880—2884, (1951).
2. A. Thon C. A., 46 10139 (1952) după Doklady Akad. Nauk SSSR 82 61—63 (1952).
3. Bhatta Charya S. K., Gulati B., Ind. Eng. Chem. 50 1719 (1958).
4. Gibbs, Ind Eng. Chem. 14 120 (1922).
5. Fiertz-David, Blagey, Kraunickfeldt, Helvetica Chimica Acta 30 237—260 (1947)
6. Maxted E. B., J. Soc. Chim. Ind. 47 104 (1928).
7. Maxted E. B., J. Soc. Chim. Ind. 47 I 101—105 (1928).
8. Frueheart H., Brown și Frazer I. C. V., J. of the Amer. Chem. Soc. 64 2917 (1942).
9. Nelemans N. E., C. A. 44 1539 (1950).
10. Jaeger A. O., C. I. 2996 (1930).

CONSIDERAȚIUNI ASUPRA DETERMINĂRII LIMITEI DE CURGERE LA ÎNCOVOIERE A OȚELURILOR, PE EPRUVETE DE SECȚIUNE CIRCULARĂ

DE

HAJDU IOSIF

Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din 28—29 noiembrie 1959.

1. GENERALITAȚI

Valoarea limitei de curgere la încovoiere σ_{ci} este mai ridicată decât a limitei de curgere la întindere σ_{ct} . Diferența depinde atât de rezistența, oțelului, cât și de forma secțiunii epruvetei, fiind cuprinsă între limitele 10—70%.

În privința cauzelor care duc la o limită de curgere la încovoiere mai ridicată decât aceea la întindere, părerile sînt împărțite.

Unii cercetători [1], [2], [3], consideră că repartiția neuniformă a eforturilor pe secțiunea probei încovoiate nu influențează asupra valorii limitei reale de curgere a metalului respectiv. După părerea lor, creșterea limitei de curgere la încovoiere în comparație cu cea de la întindere este numai aparentă și se datorește modului convențional de calcul al lui σ_{ci} după formula lui Navier, care fiind valabilă doar pînă la limita de proporționalitate a materialului, nu ține cont de repartiția reală a eforturilor unitare pe secțiune în faza încovoierii elastico-plastice.

Alți cercetători [6], [7], consideră că prin repartiția neuniformă a eforturilor unitare pe secțiune, rezultă limite de curgere mai mari și din cauza așa numitului efect de sprijin (Stützwirkung) pe care le produc straturile mai apropiate de axa neutră — mai puțin solicitate — asupra celor exterioare mai puternic solicitate.

Prezenta lucrare are drept scop verificarea experimentală a ipotezei după care creșterea limitei de curgere la încovoiere față de cea de la întindere se datorește numai modului convențional de calcul.

2. APARATAJUL FOLOSIT

2.1. Determinarea limitei de curgere la încovoiere s-a făcut pe epruvete de secțiune circulară. Rezultatele obținute servesc la trasarea diagramei rezistențelor la oboseală la încovoiere.

Pentru a înlătura dificultățile de măsurare a deformațiilor la încovoiere a probelor de secțiune circulară — datorită instabilității rezemării epruvetei, precum și erorilor produse din această cauză — s-a conceput dispozitivul de încercare arătat în fig. 1.

Epruveta 5 este fixată la capete în bușele 6 ale pîrghiilor orizontale 9 de forma unor sectoare circulare. Benzile flexibile de oțel 10, prinse la cîte o extremitate pe suprafața cilindrică a sectoarelor circulare, susțin pîr-

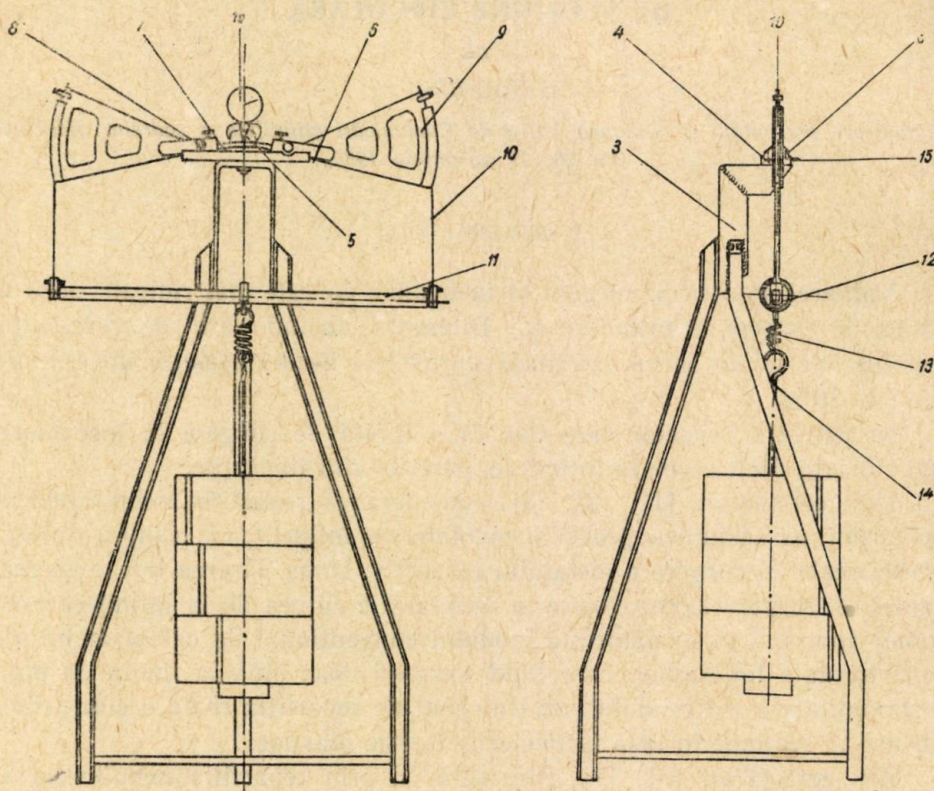


Fig. 1.

ghia orizontală 11. De mijlocul acestei pîrghii, atîrnă tija suport 14 pe care se aplică sarcinile ce produc — împreună cu greutatea proprie a pieselor de transmitere — momentul încovoiător M_i ce soliciță epruveta. Bucșele de prindere a capetelor epruvetei se reazemă pe placa orizontală 4 a trepiedului 3 prin intermediul rulmenților 8 montați pe cele 2 axe transversale ale bucșelor. Rostogolirea ansamblului de pe placa de reazem este împiedicată de

opritorul 15 care imobilizează unul din reazeme. Montajul fiind simetric, epruveta este supusă la încovoiere pură. Momentul încovoiitor crește riguros proporțional creșterea cu sarcini aplicată pe tija 14, datorită sectoarelor circulare 9, care asigură invariabilitatea lungimii brațului cuplului în tot cursul deformării epruvetei.

Lungimea brațului de pîrghie la dispozitivul construit fiind $L=25$ cm, iar cuplul produs de greutatea proprie a pieselor de transmitere a sarcinilor aplicate pe tija 14, avînd valoarea $M_0=49$ kgf·cm, momentul încovoiitor produs de o sarcină P kgf se va calcula după relația :

$$M_l = M_0 + \frac{P}{2} \cdot 25 = (49 + 12,5 P) \text{ kgf} \cdot \text{cm}.$$

Deformațiile de încovoiere ale epruvetei 5 se măsoară cu ajutorul extensometrului 16 format dintr-un comparator cu o precizie de 1/1 000 mm, fixat la mijlocul deschiderii dintre cele 2 brațe ale unui suport în formă de U. Deplasarea relativă a tijei palpatoare față de cele 2 brațe — în planul vertical de încovoiere — măsoară săgeata la mijloc a fibrei extreme întinse a epruvetei.

2.2. Calculul alungirii specifice în fibra extremă

Porțiunea epruvetei între brațele extensometrului fiind supusă unei încovoieri pure ($M=\text{constant}$) ea se deformează după un arc de cerc. (fig. 2.)

Notînd :

a = distanța dintre brațele extensometrului

d = diametrul probei

ρ = raza de curbură a axei deformate

f = săgeata la mijloc a fibrei extreme

2φ = unghiul la centru.

Din relațiile geometrice scrise pentru fibra extremă întinsă și fibra neutră, rezultă pentru alungirea specifică ε și săgeata f următoarele expresii :

$$\varepsilon = \frac{d}{2\rho} \quad (1)$$

$$f = \left(\rho + \frac{d}{2} \right) \left[1 - \sqrt{1 - \frac{a^2}{4 \left(\rho + \frac{d}{2} \right)^2}} \right] \quad (2)$$

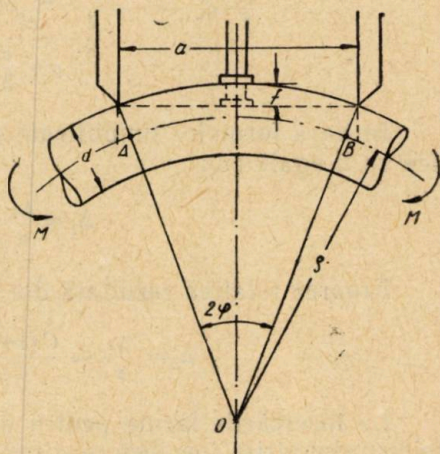


Fig. 2.

Termenul al doilea de sub semnul radical al expresiei (2) fiind mic în raport cu unitatea, radicalul se poate dezvolta în serie, din care se păstrează numai primii 2 termeni. Rezolvînd în raport cu ρ , se obține :

$$\rho = \frac{a^2}{8f} - \frac{d}{2} \quad (3) \quad \text{cu care} \quad \varepsilon = \frac{d}{2\rho} = \frac{\frac{4d}{a^2} f}{1 - \frac{4d}{a^2} f} \quad (4)$$

Raportul $\frac{4d}{a^2}$ fiind mic, relația (4) se mai poate scrie :

$$\varepsilon = \frac{4d}{a^2} \left(1 + \frac{4d}{a^2} f \right) \cdot f = C (1 + C \cdot f) \cdot f \quad (5)$$

unde $\frac{4d}{a^2} = C$ are valoare constantă pentru un extensometru dat. Extensometrul construit avînd $a = 60,42$ mm și $d = 10$ mm, alungirea specifică a fibrei extreme — în procente — va fi :

$$\varepsilon^0_0 = 1,096 (1 + 0,011 f) \cdot f \quad (f \text{ în mm}) \quad (5')$$

Pentru săgeți mici termenul $0,011 f$ putîndu-se neglija în raport cu 1, expresia (5') ia forma lineară.

$$\varepsilon^0_0 = 1,096 \cdot f \quad (5'')$$

2.3. Eroarea relativă a săgeții datorită neglijarii termenilor de ordin superior în dezvoltarea în serie a radicalului din (2) — seria fiind cu termeni alternanți — va fi :

$$\frac{\Delta f}{f} < \frac{\left(\rho + \frac{d}{2} \right) \cdot \frac{1}{8} \left[\frac{d}{4 \left(\rho + \frac{d}{2} \right)^2} \right]^2}{\frac{1}{8} \cdot \frac{a^2}{\rho + \frac{d}{2}}} = \frac{4f^2}{a^2} \simeq \frac{a^2 \varepsilon^2}{4d^2}.$$

În baza formulei simplificată (5''), eroarea relativă a alungirii specifice va fi egală cu :

$$\Delta_1 = \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} = \frac{\Delta f}{f} \simeq \frac{a^2 \varepsilon}{4d^2}.$$

Eroarea relativă rezultată din simplificarea formulei (5) la (5'') este :

$$\Delta_2 = \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} = \frac{C (1 + Cf) \cdot f - Cf}{C (1 + Cf) f} \simeq C \cdot f = \varepsilon.$$

La încercările făcute pentru determinarea limitei de curgere la încovoiere, alungirile specifice maxime din fibra extremă nu depășesc în general $\varepsilon_0 = 0,5\%$ ($\varepsilon = 0,005$), deci erorile procentuale maxime vor fi :

$$\Delta_1^0_0 = \frac{a^2 \varepsilon^2}{4d^2} \cdot 100 = 0,023\%$$

$$\Delta_2^0_0 = \varepsilon \cdot 100 = 0,5\%.$$

Rezultă deci, că între limitele menționate, formula simplificată (5'') este suficient de exactă pentru calculul alungirilor specifice în funcție de săgețile măsurate.

3. ANALIZA STĂRII DE DEFORMAȚIE ȘI DE SOLICITARE ÎN EPRUVETA SUPUSĂ LA ÎNCOVOIERE PURĂ ÎN DOMENIUL PLASTIC

Atingerea limitei de curgere la întindere sau compresiune — după natura metalului studiat — se apreciază după următoarele criterii:

a) Apariția unei limite fizice de curgere σ_{ct} marcată în diagrama caracteristică printr-un prag orizontal (fig. 3 a).

b) Producerea unei alungiri specifice remanente de 0,2 %, la metalele ce nu posedă o limită fizică de curgere, de către efortul unitar $\sigma_{ct} = \sigma_{0,2}$ (fig. 3 b).

La încovoierea tuturor metalelor, curba momentului încovoiitor în funcție de deformație, prezintă o variație

lină la trecerea din zona elastică în cea plastică fără a putea fi înregistrat un prag. Din acest motiv, limita de curgere la încovoiere se determină în toate cazurile din valoarea aceluși moment încovoiitor maxim M_c care deformează astfel epruveta, încît după descărcare, în fibra extremă a epruvetei, să rezulte o alungire specifică remanentă $\varepsilon_{pr} \% = 0,2 \%$.

Fig. 4 arată cele trei stări de deformație care caracterizează încovoierea plastică. Conturul A reprezintă epruveta dreaptă neîncărcată, conturul B în poziție deformată de momentul încovoiitor maxim M_c , iar conturul C în starea deformată la care epruveta revine după anularea cuplului M_c . Alungirea specifică plastică remanentă se determină deci din valoarea săgeții măsurate pe epruveta ajunsă în starea reprezentată de conturul C.

Sub acțiunea momentului încovoiitor maxim M_c repartitia reală a eforturilor unitare pe secțiunea epruvetei nu mai este liniară ci variază — în general — după o curbă ca aceea din fig. 5 a trasată cu linie plină.

Calculul valorii maxime a efortului unitar real σ_c din fibra extremă necesită cunoașterea prealabilă a legii de repartitie a eforturilor unitare pe secțiune. Din acest motiv limita de curgere la încovoiere se determină, în mod convențional, după formula $\sigma_{ct} = \frac{M_c}{W}$ care presupune repartitia liniară a eforturilor unitare pe întreaga secțiune, așa cum indică linia punctată din fig. 5 a. Drept consecință, întotdeauna se va obține: $\sigma_{ct} > \sigma_c$.

Anularea cuplului M_c prin descărcarea epruvetei este echivalentă cu aplicarea peste starea încărcată a unui cuplu egal și de sens contrar $-M_c$. Eforturile unitare produse de $-M_c$ la descărcare descresc după legea lui Hooke, deci repartitia lor pe întreaga secțiune, va fi liniară (fig. 5 b).

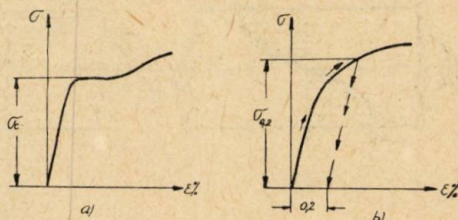


Fig. 3.

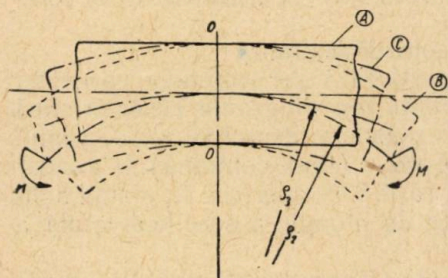


Fig. 4.

Ele vor fi totodată egale și de sens contrar cu cele ipotetice de încărcare reprezentate punctat în fig. 5 a.

Din suprapunerea eforturilor unitare liniar variabile datorite cuplului $-M_c$ peste cele produse de M_c , care variază după curba continuă din

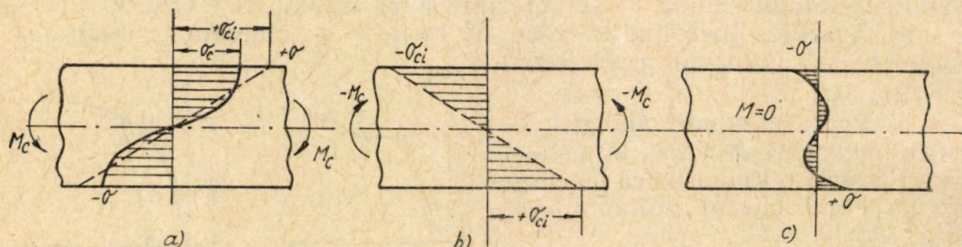


Fig. 5.

fig. 5 a, se obține diagrama eforturilor unitare remanente din fig. 5 c. În fibrele extreme situate în partea convexă a epruvetei, eforturile unitare remanente sînt de compresiune, iar cele din partea concavă, de întindere.

3.2. Pentru examinarea detaliată a repartiției componentelor deformăției specifice și a eforturilor unitare pe înălțimea zonei întinse a secțiunii epruvetei încărcată cu momentul încovoietor maxim M_c și apoi descărcată, s-a considerat un metal care nu are o limită fizică de curgere la întindere.

Au fost admise următoarele ipoteze simplificatoare :

— în limitele deformațiilor produse, alura curbei caracteristice la compresiune este identică cu cea la întindere,

— axa neutră trece permanent prin centrul secțiunii,

— eforturile unitare reale ce se repartizează pe secțiunea epruvetei încovoiate plastic sînt egale cu cele obținute din diagrama caracteristică la întindere pentru alungirile specifice din punctele respective ale secțiunii.

În fig. 6 a variația eforturilor unitare reale (linia continuă) și a celor ipotetice (linia punctată) e dată în lungul razei OB , cuprinsă în planul solicitărilor maxime, iar în fig. 6 b în funcție de alungirea specifică totală a fibrelor întinse de pe aceeași rază.

În fig. 6 d — la aceeași scară — dreapta OD reprezintă variația liniară a alungirilor specifice totale ϵ în lungul razei OB . Eforturile unitare în 5 fibre echidistante, notate pe raza OB prin cifrele 1, 2 ... 5 sînt egale cu ordonatele punctelor curbei caracteristice în dreptul valorii alungirilor specifice din fibrele considerate.

Componentele plastice ϵ_{pt} ale deformațiilor din fibrele considerate — admitînd că eforturile unitare din ele, descresc la zero după legea lui Hooke — sînt determinate de punctele 1', 2', ... 5' ale axei ϵ din fig. 6 b, iar variația lor în lungul razei secțiunii va fi reprezentată de curba ce unește punctele 5', 4', 3', ... situate pe fibrele considerate din fig. 6 d.

Descărcarea epruvetei — care echivalează cu suprapunerea unui cuplu ($-M_c$) peste starea încărcată — are drept consecință micșorarea eforturilor unitare din starea încărcată cu valori proporționale cu micșorarea alungirilor specifice, care la rîndul lor sînt proporționale cu distanța

fibrelor la axa geometrică a epruvetei. În fibra extremă, efortul unitar va descrește cu $-\sigma_{ct}$ și ca urmare, în aceasta apare un efort unitar de compresiune $-\sigma = \sigma_c - \sigma_{ci}$, reprezentat în fig. 6 b prin segmentul $\overline{IM}$.

Micșorarea alungirilor specifice în lungul razei OB este reprezentată de valorile cuprinse între dreptele OD și $O5''$, deci cele remanente se reduc

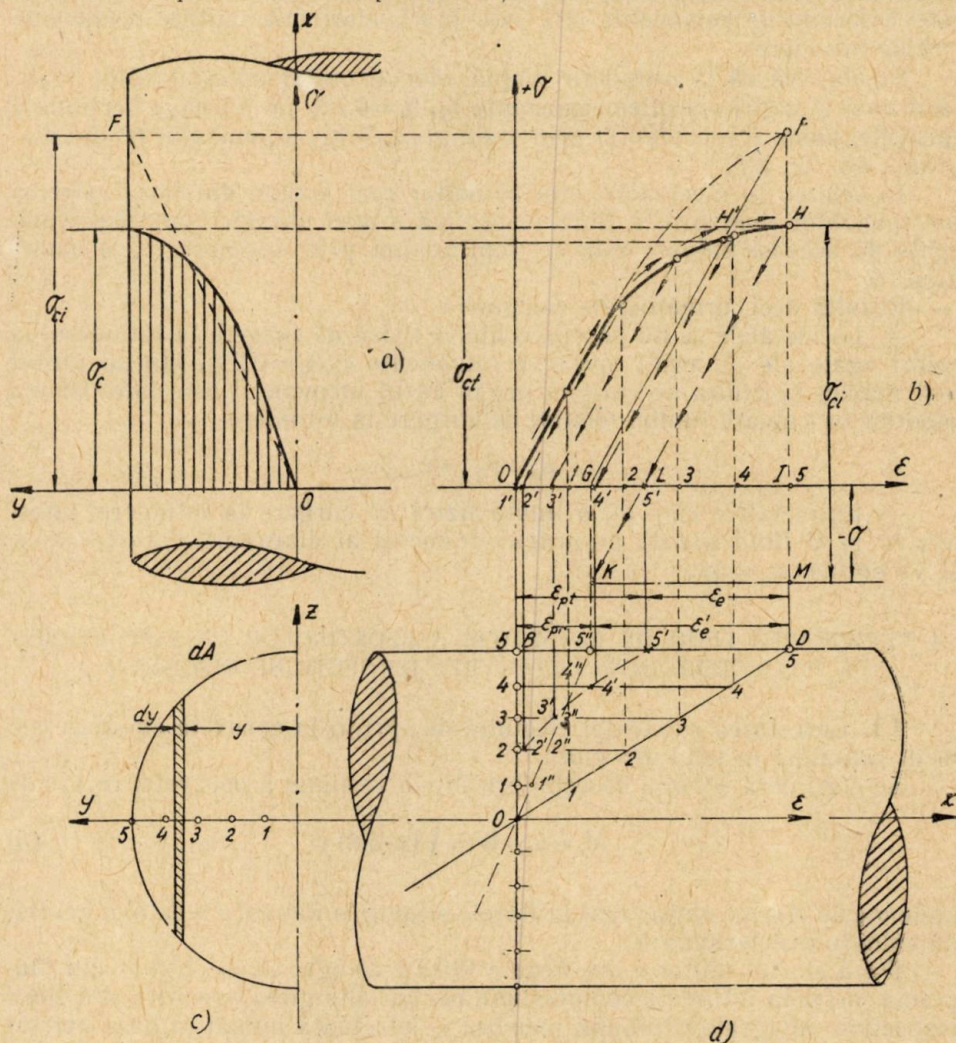


Fig. 6.

la cele cuprinse între dreptele OB și $O5''$ (fig. 6 d). În fibra extremă din $\epsilon = \overline{BD}$ se scade $\epsilon'_e = \overline{kM} = \overline{5''D}$ mai mare decât componenta elastică $\epsilon_e = \overline{5'D}$, deci deformăția remanentă $\epsilon_{pr} = \overline{B5''}$ ajunge sub valoarea componentei plastice $\epsilon_{pt} = \overline{B5'}$.

Totodată valorile cuprinse între curba componentei plastice ε_{pt} trasată prin punctele 5', 4', 3', etc. și dreapta deformațiilor remanente ε_r ($\overline{5''O}$) sînt proporționale cu eforturile unitare remanente. În fibrele 5 și 4 în care deformația remanentă este inferioară componentei plastice a deformației, eforturile unitare remanente sînt de compresiune, iar în fibrele 3, 2, 1 în care deformațiile remanente sînt mai mari, eforturile unitare remanente sînt de întindere.

Se observă că la întindere simplă, efortul unitar corespunzător realizării unei alungiri specifice remanente $\varepsilon_{pr} \% = 0,2\%$ pe întreaga secțiune a epruvetei poate fi reprezentat prin ordonata $\sigma_{ct} = \sigma_{0,2}$ a punctului H' din diagrama din fig. 6 b.

În schimb la încovoiere, efortul unitar real maxim din fibra extremă corespunzător realizării în fibra respectivă a unei alungiri specifice remanente de aceeași valoare este cel reprezentat prin ordonata σ_c a punctului H .

Rezultă deci, următoarele concluzii :

— La metalele ce nu posedă o limită fizică de curgere la întindere, la valori egale ale alungirii specifice remanente $\varepsilon_{pr} \% = 0,2\%$, efortul unitar real maxim la limita de curgere σ_c , în cazul încovoierii este întotdeauna superior ca valoare limitei tehnice de curgere la întindere

$$\sigma_c > \sigma_{ct} (= \sigma_{0,2})$$

— La metalele care au o limită fizică de curgere la întindere, punctele H' și H fiind situate pe pragul orizontal al diagramei caracteristice, se va obține: $\sigma_c = \sigma_{ct}$.

4. VERIFICAREA LEGII DE REPARTIȚIE A EFORTURILOR UNITARE REALE LA ÎNCOVOIERE ÎNTR-O EPRUVETA DE SECȚIUNE CIRCULARĂ

4.1. Cercetarea existenței efectului de sprijin la epruvete circulare s-a făcut raționînd în felul următor :

Se consideră ecuația de echilibru într-o secțiune a epruvetei încărcate

$$M_c = \sigma_{ct} \cdot W = \int_A (\sigma \cdot dA) y \quad (6)$$

unde σ este efortul unitar real în fibrele situate la distanța y de axa neutră, de valoare nedeterminată.

Dacă efortul unitar σ din fiecare fibră este egal cu σ_t obținut din diagrama $\sigma_t(\varepsilon)$ la întindere-compresiune pentru alungirea specifică din fibra respectivă, integrala ultimului membru — efectuată numai în baza eforturilor unitare determinate din diagrama $\sigma_t(\varepsilon)$ în funcție de alungirile specifice din fibrele epruvetei încovoiate — va fi egală chiar cu valoarea momentului încovoiator M_c stabilită experimental pentru deformația produsă.

Dacă însă valoarea integralei ar rezulta mai mică decît M_c aceasta ar dovedi că deformația a fost frînată de straturile mai puțin solicitate, deci ipoteza existenței efectului de sprijin ar fi confirmată.

Pe baza ipotezelor simplificatoare admise la pct. 3.2. înlocuind pe σ prin σ_t și notînd cu R raza secțiunii epruvetei, integrala (6) se mai poate scrie :

$$M'_c = \int_A (\sigma_t \cdot dA) y = 2 \int_0^R \sigma_t (2\sqrt{R^2 - y^2} dy) y = 4R^3 \int_0^1 \sigma_t \cdot z \sqrt{1 - z^2} dz \quad (7)$$

unde $z = \frac{y}{R}$ este noua variabilă independentă fără dimensiune.

Sub semnul integralei se găsește produsul funcțiilor

$$\sigma_t = \sigma_t(\varepsilon) = \sigma_t(z)$$

și

$$z \cdot \sqrt{1 - z^2} = F(z).$$

Ultima funcție este specifică secțiunii circulare.

Expresia funcției $\sigma_t(z)$ a diagramei caracteristice peste limita de proporționalitate fiind complicată și dependentă de material, efectuarea integralei (7) pe cale analitică este grea. Diagrama funcției $\sigma_t(z)$ trasată experimental avînd însă curbura relativ mică pe toată lungimea ei, se poate diviza în intervale nu prea late fiecare element de arc putînd fi aproximat prin coarda sa. Trasînd diagrama funcțiilor $F(z)$ și $\sigma_t(z)$ una sub alta (fig. 7) integrala (7) se poate efectua grafo-analitic prin metoda lui Veresceaghin

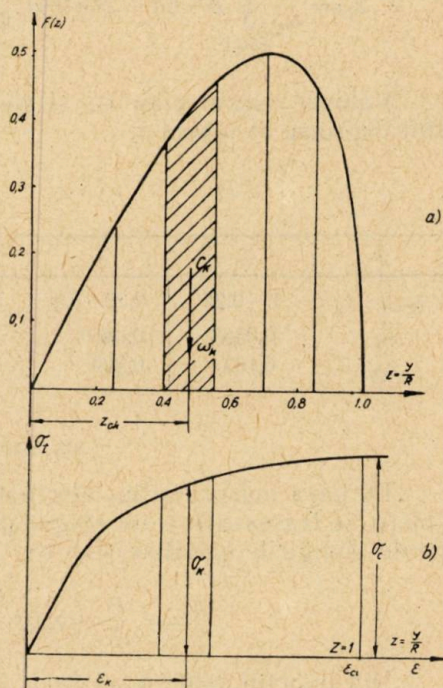


Fig. 7.

$$M'_c = 4R^3 \int_0^1 [F(z) dz] \cdot \sigma_t(z) \simeq 4R^3 \sum_1^n \omega_k \cdot \sigma_{tk} \quad (8)$$

unde: ω_k = suprafața unui interval oarecare k din aria diagramei funcției $F(z)$ (fig. 7 a).

σ_{tk} = ordonata diagramei $\sigma_t(z)$ în dreptul centrului de greutate C_k de abscisă z_{ck} al suprafeței ω_k (fig. 7 b).

Pentru precizia cerută în practică s-a găsit că împărțirea suprafeței delimitate de diagrama curbei $F(z)$, în numai 6 intervale este suficientă.

Notînd cu z_{k-1} și z_k limitele intervalelor, suprafețele ω_k s-au calculat cu relația :

$$\omega_k = \int_{z_{k-1}}^{z_k} z \cdot \sqrt{1-z^2} \cdot dz = -\frac{1}{3} \left| (1-z)^2 \right|_{z_{k-1}}^{z_k} \quad (9)$$

iar abscisele centrelor de greutate cu relația :

$$z_{ck} = \frac{1}{\omega_k} \int_{z_{k-1}}^{z_k} z^2 \cdot \sqrt{1-z^2} \cdot dz = \frac{1}{8\omega_k} \left| (2z^3-z) \sqrt{1-z^2} + \arcsin z \right|_{z_{k-1}}^{z_k}$$

Valorile suprafețelor ω_k și ale absciselor z_{ck} pentru intervalele alese sînt cuprinse în tabela 1.

Tabela 1

k	1	2	3	4	5	6
$z_{k-1}-z_k$	0-0,25	0,25-0,4	0,4-0,55	0,55-0,7	0,7-0,85	0,85-1
ω_k	0,0308	0,0460	0,0624	0,0728	0,0726	0,0487
z_{ck}	0,167	0,329	0,477	0,626	0,774	0,912

4.2. Metoda de lucru

Pe baza măsurătorilor efectuate la încercarea de întindere și de încovoiere, se trasează într-un singur plan diagramele efortului unitar în funcție de alungirile specifice (fig. 8).

$$\sigma_t = \frac{P}{A} = \sigma_t(\varepsilon) \quad \text{și} \quad \sigma_l = \frac{M_l}{W} = \sigma_l(\varepsilon).$$

Din punctul $\varepsilon=0,2\%$ al axei ε se duce paralela la prima porțiune dreaptă comună ambelor diagrame. Ordonata punctului de intersecție cu curba $\sigma_t(\varepsilon)$ determină limita de curgere convențională σ_{cl} a oțelului respectiv, iar abscisa sa reprezintă alungirea specifică totală $\varepsilon=\varepsilon_{cl}$ din fibra extremă a epruvetei încovoiate de cuplul $M_c=\sigma_{cl}W$. Efortul unitar real σ_c din această fibră în ipoteza absenței efectului de sprijin este dat de ordonata punctului pe curba $\sigma_t(\varepsilon)$ în dreptul abscisei $\varepsilon=\varepsilon_{cl}$.

La schimbarea scării absciselor, porțiunea $0-\varepsilon_{cl}$ a diagramei $\sigma_t(\varepsilon)$ reprezintă variația efortului unitar în lungul razei R a secțiunii sau în raport cu variabila $z = \frac{y}{R} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cl}}$ reprezintă domeniul $z=0-1$ din fig. 7 b.

Prin urmare, absciselor z_{ck} ale suprafețelor ω_k din fig. 7 a, în diagrama $\sigma_t(\varepsilon)$ le corespund alungirile specifice $\varepsilon_k = z_{ck} \cdot \varepsilon_{cl}$ respectiv eforturile unitare σ_{tk} care intră în relația (8).

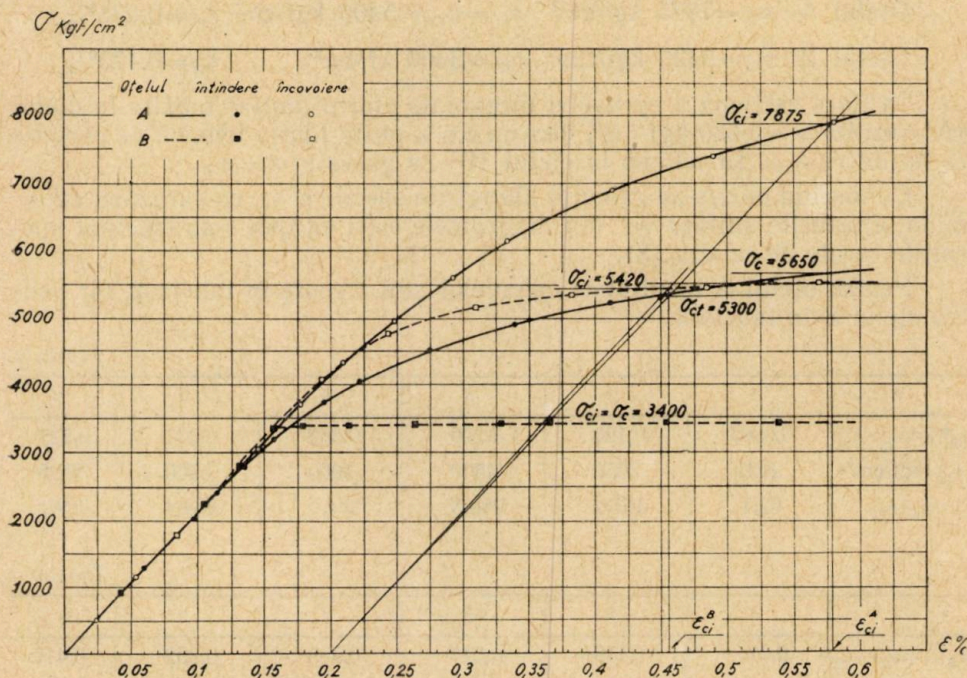


Fig. 8.

În cazul absenței efectului de sprijin, rezultatul calculului după relația (8) va fi egal — în limitele erorilor de măsurare — cu valoarea momentului încovoietor M_c determinat experimental.

5. INCERCARI

S-au încercat 2 calități de oțel: un oțel de scule (A) și un oțel carbon marca OLC 35 (B). Epruvetele utilizate, atât la întindere cât și la încovoiere au avut diametrul $d=10$ mm.

În fig. 8 sînt trasate diagramele caracteristice $\sigma_t(\epsilon)$ și $\sigma_i(\epsilon)$ pe baza măsurărilor experimentale. Alungirile la întindere s-au determinat cu un extensometru tip Cambridge cu o precizie de $1 \cdot 10^{-3}$ mm.

Ambele curbe caracteristice ale oțelului (A) la întindere și la încovoiere, precum și diagrama $\sigma_i(\epsilon)$ a oțelului (B) arată o variație continuă fără prag, în schimb curba caracteristică a oțelului (B) prezintă în zonă plastică un prag orizontal. Deci numai oțelul (B) are o limită fizică de curgere la întindere.

Coordonatele punctelor de intersecție a paralelelor duse din punctul $(\epsilon=0,2\%, \sigma=0)$ la prima porțiune dreaptă a curbelor aceluiași oțel determină valorile mărimilor căutate.

Oțelul A : $\sigma_{cl}=7875 \text{ kgf/cm}^2$ $\sigma_{cl}=\sigma_{0,2}=5300 \text{ kgf/cm}^2$ $\varepsilon_{cl}=0,578\%$

Oțelul B : $\sigma_{cl}=5420 \text{ kgf/cm}^2$ $\sigma_{cl}=3400 \text{ kgf/cm}^2$ $\varepsilon_{cl}=0,455\%$

În fibra extremă a epruvetei încovoiate efortul unitar maxim la oțelul (A) rezultă $\sigma_c=5650 \text{ kgf/cm}^2$, deci cu 6,6 % peste limita tehnică de curgere la întindere $\sigma_{0,2}$. În schimb la oțelul (B) se găsește $\sigma_c=\sigma_{cl}$.

Cunoscînd pe ε_{cl} s-au calculat alungirile specifice ε_k , cu care s-au determinat eforturile unitare σ_{tk} din diagramele $\sigma_t(\varepsilon)$ și apoi s-au efectuat operațiile cerute de relația (8).

Pentru oțelul A rezultatele calculelor sînt trecute în tabela 2, iar pentru oțelul B în tabela 3.

Tabela 2

k	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_k^0/\varepsilon_{cl} = \varepsilon_{cl} \cdot z_{ck}$	0,0965	0,190	0,276	0,362	0,447	0,527
$\sigma_{tk} \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$	2025	3650	4500	5000	5300	5525
$\omega_k \cdot \sigma_{tk}$	62,4	167,9	280,8	364,0	384,4	269,1

Tabela 3

k	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_k^0/\varepsilon_{cl} = \varepsilon_{cl} \cdot z_{ck}$	0,076	0,1495	0,217	0,285	0,352	0,415
$\sigma_{tk} \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$	1600	3160	3370	3400	3400	3400
$\omega_k \cdot \sigma_{tk}$	49,3	145,4	211,6	247,5	246,8	165,6

Oțelul A. Calculînd după relația (8) se obține :

$$M'_c = 4R^3 \sum_1^6 \omega_k \cdot \sigma_{tk} = 4 \cdot 0,5^3 \cdot 1529 = 764,5 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$$

Din încercarea la încovoiere a rezultat :

$$M_c = \sigma_{cl} \cdot W = 7875 \cdot 0,0982 = 773,3 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$$

Diferența între cele două valori :

$$\Delta^0/\varepsilon = \frac{M_c - M'_c}{M_c} \cdot 100 = 1,1\%$$

Oțelul B.

$$M'_c = 4R^3 \sum_1^6 \omega_k \cdot \sigma_{tk} = 4 \cdot 0,5^3 \cdot 1066,2 = 533,1 \text{ kgf} \cdot \text{cm}.$$

$$M_c = \sigma_{cl} \cdot W = 5420 \cdot 0,0982 = 532,2 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$$

$$\Delta^0/\varepsilon = \frac{M_c - M'_c}{M_c} \cdot 100 = -0,17\%.$$

Diferențele între rezultatele determinărilor experimentale și valorile calculate sînt minime. Ele se găsesc în domeniul de dispersie obișnuit al încercărilor mecanice.

6. CONCLUZII

a) În domeniul deformațiilor plastice reduse ($\epsilon\% \simeq 0,5\%$) repartitia eforturilor unitare în secțiunea unei epruvete circulare supuse la încovoiere pură corespunde curbei caracteristice la întindere al materialului.

b) În domeniul studiat — la încercarea oțelului A și B — efectul de frinare al straturilor mai puțin solicitate asupra dezvoltării deformațiilor plastice din straturile extreme mai puternic solicitate s-a dovedit a fi nul.

c) La metalele ce nu posedă o limită fizică de curgere la întindere, în cazul încovoierei, efortul unitar real maxim la limita de curgere σ_c este întotdeauna superior limitei tehnice de curgere la întindere $\sigma_{ct} = (\sigma_{0,2})$.

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПРЕДЕЛА ТЕКУЧЕСТИ ПРИ ИЗГИБЕ СТАЛЕЙ, НА ОБРАЗЦАХ КРУГОВОГО СЕЧЕНИЯ.

(РЕЗЮМЕ)

Рассматривается различие в определении предела текучести при изгибе σ_{ci} по сравнению с растяжением σ_{ct} .

Дается описание устройства, посредством которого определяется опытным путем предел текучести при изгибе на образцах кругового сечения.

Предлагается графо-аналитический метод контроля предположения по которому распределение единичных усилий в сечении пластически изогнутого образца соответствует характеристике при растяжении-сжатии. Опыты произведенные на инструментальной и углеродистой стали OLC 35 показали полное отсутствие опорного эффекта.

BETRACHTUNGEN ÜBER DIE BESTIMMUNG DER BIEGESTRECKGRENZE VON STÄHLEN, AN KREISFÖRMIGEN PROBESTÄBEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird der Unterschied, der bei der Bestimmung der Biegestreckgrenze σ_{ci} im Vergleich zur Zugstreckgrenze σ_{ct} festzustellen ist, analysiert.

Es wird eine originelle Vorrichtung beschrieben, die zur experimentellen Bestimmung der Biegestreckgrenze mit kreisförmigen Proben geeignet hat.

Es wird eine grapho-analytische Prüfmethode der Hypothese angeführt, wonach die Verteilung der Spannungen auf den Querschnitt eines plastisch durchgebogenen Probestabs dem Zug-Druck-Diagramm entspricht.

Bei den Biegeversuchen, die mit einem Werkzeugstahl und dem Kohlenstoffstahl OL C 35 vorgenommen wurden, konnte die vollständige Abwesenheit der Stützwirkung festgestellt werden.

BIBLIOGRAFIE

1. Nadai A., *Plasticinost i razrušenje tverdh tel.*, Moscova 1954, p. 402—421.
2. Oding I. A., *Dopuscaemie napriajenia v mašinostroenii i ficliceskaia procinost metalov*. Moscova 1947, p. 42—53.
3. Ratner S. I., Determinarea adevăratelor limite de curgere la încovoiere pură. Zavodakaia Laboratoria 1951, Nr. 5, p. 612—614.
4. Rinagl, *Über die Fließgrenzen bei Zug und Biegebeanspruchung*. Bauingenieur 1936, p. 431—441.
5. Shanley F. R., *Strength of Materials*. New-York 1957, p. 299—310.
6. Siebel E. und Vieregge H. P., Abhängigkeit des Fließbeginns von Spannungsverteilung und Werkstoff. Arch. f. Eisenhüttenwesen, 1933/34, p. 679—682.
7. Siebel E. und Ludwig N., *Die Prüfung der metallischer Werkstoffe*, p. 112—119, Bd. I, Berlin, Springer Verlag 1955.
8. Thum A. und Wunderlich F., Die Fließgrenzen der behinderten Formänderung (Ihre Bedeutung für das Dauerfestigkeits-Schaubild). Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurs-Wesen 1932, p. 261—270.

ASUPRA MODULATOARELOR DE CURENT ELECTROMECHANICE PENTRU SUDARE. (II)

DE

OVIDIU CENTEA

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

1. Într-o lucrare precedentă [4] s-au prezentat fenomenele care au loc în modulatele de curent electromecanice folosite pentru alimentarea cu tensiune modulată a rolelor unei mașini de sudat prin cusătură. În lucrarea amintită s-au dedus expresiile adâncimilor de modulare pentru curentul de sarcină, curentul statoric, respectiv curentul sumă luat de la rețea, precum și expresiile curbelor după care variază în timp amplitudinile acestor curenți respectiv momentul la arborele mașinii în cursul unei rotații complete ale rotorului.

Pentru dimensionarea corectă a unui asemenea modulator sînt necesare încă un anumit număr de relații care să permită calculul solicitărilor electromagnetice ale mașinii, în diferite elemente ale ei. În același timp, după cum se va vedea mai departe, pentru fiecare mașină de sudat prin cusătură în parte, există un modulator care dă cele mai bune rezultate economice. În lucrarea de față se prezintă relațiile de calcul a solicitărilor electrice și magnetice în diferitele părți ale mașinii și se dau elemente necesare alegerii celor mai corecte date de proiectare ale modulatorului.

Pentru studiul fenomenelor care au loc în modulatorul electromecanic, în lucrare se fac următoarele simplificări :

a) Se consideră fierul mașinii nesaturat chiar la valorile maxime ale inducțiilor care au loc.

b) Se consideră reluctanța circuitelor magnetice din mașină concentrată în întrefierul acestuia ; reluctanța corespunzătoare porțiunilor de fier se poate lua în considerare prin adoptarea în calcule a unui întrefier mărit corespunzător.

c) Se consideră statorul și rotorul mașinii netede, adică nu se ia în considerare efectul de concentrare a fluxului datorit deschiderilor crenelurilor.

d) Se neglijează rezistențele înfășurărilor mașinii față de reactanțele lor.

e) Se consideră frecvența de modulare mult mai mică decît frecvența tensiunii de alimentare, iar perioada de rotație a rotorului modulatorului

mult mai redusă decât constantele de timp ale încălzirii fierului și înfășurărilor mașinii.

f) Se neglijează dispersia din mașină, prin urmare singura inductivitate de dispersie este cea a circuitului de sarcină L_s . Cu notațiile din [4] rezultă deci

$$\frac{L_{12}^2}{L_{11} \cdot L_{22}} = 1. \quad (1)$$

Notînd

$$x = \frac{L_{11}}{L_s}, \quad (2)$$

se obține

$$k_c^2 = \frac{L_{12}^2}{L_1 \cdot L_{22}} = \frac{L_{12}^2}{(L_{11} + L_s) L_{22}} = \frac{x}{1+x} \quad (3)$$

și

$$\sigma^2 = 1 - k_c^2 = \frac{1}{1+x}, \quad x = \frac{k_c^2}{1 - k_c^2} = \frac{1 - \sigma^2}{\sigma^2}. \quad (4)$$

În calcule se va ține seama de valorile următoarelor integrale definite, deduse în anexa (A. 1) :

$$\int_0^{2\pi} \frac{\sin n\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = \int_0^{2\pi} \frac{\cos (2n+1)\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = 0. \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} I_0 &= \int_0^{2\pi} \frac{d\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} = 2\pi \frac{p}{\sigma^3} \\ I_2 &= \int_0^{2\pi} \frac{\cos 2\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = 2\pi \frac{q}{\sigma^3} \\ I_4 &= \int_0^{2\pi} \frac{\cos 4\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = 2\pi \frac{p^3 - 3p\sigma^2 + 2\sigma^3}{q^2\sigma^3} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

unde

$$\sigma^2 = p^2 - q^2 > 0, \quad n = 0, 1, 2, 3, \dots \quad (7)$$

2. Valoarea efectivă a t.e.m. induse în rotorul modulatorului electromecanic în cursul unei rotații complete a rotorului. Conform [4], pentru un unghi α între axele înfășurărilor statorică și rotorică, valoarea momentană a t.e.m. induse în înfășurarea rotorică este

$$u_{r_a} = -L_{11} \frac{di_1}{dt} - l_{12} \frac{di_2}{dt} = -U_{1m} \left[L_{11} \frac{L_2 - l_{12}}{L_1 \cdot L_2 - l_{12}^2} + l_{12} \frac{L_1 - l_{12}}{L_1 \cdot L_2 - l_{12}^2} \right] \sin \omega t;$$

Valoarea efectivă a acestei tensiuni este

$$U_{r_a} = U_1 \frac{q + g_1 (1 - 2q) \cos \alpha - q \cos 2\alpha}{p - q \cos 2\alpha} = U_1 \left[1 - \sigma^2 \frac{1 - g_1 \cos \alpha}{p - q \cos 2\alpha} \right] \quad (8)$$

unde s-a notat

$$p = 1 - \frac{k_c^2}{2} = \frac{1+\sigma^2}{2}, \quad q = \frac{k_c^2}{2} = \frac{1-\sigma^2}{2}. \quad (9)$$

În baza ipotezei e), valoarea efectivă a tensiunii U_{ra} în cursul unei rotații complete a rotorului este

$$U_r = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} U_{ra}^2 \cdot d\alpha}. \quad (10)$$

Efectuînd calculele [Anexa (A. 2)], se obține

$$v_r = \frac{U_r}{U_1} = \sqrt{1 - \frac{(3-g_1^2)\sigma - \sigma^3}{2}}. \quad (11)$$

În fig. 1 s-a reprezentat curba $v_r = f(\sigma^2)$ pentru trei valori ale lui g_1 . Se observă că t.e.m. indusă în înfășurarea rotorică a modulatorului este cu atît mai mare cu cît sarcina este mai mare (L_s mai mic). De asemenea, cu cît σ_1 este mai mare cu atît v_r variază mai puțin pentru variații în limite relativ largi ale sarcinii.

3. Valoarea efectivă a curenților din înfășurările rotorică și statorică ale modulatorului electromecanic în cursul unei rotații complete ale rotorului. Conform (rel. (9) și (10) [4]), se poate scrie valoarea efectivă a curentului prin înfășurarea rotorică a modulatorului pentru o poziție definită prin unghiul α sub forma

$$I_{1a} = \frac{U_1}{\omega L_1} \quad y_1 = \frac{U_1}{\omega L_1} \frac{1 - k_2 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha}. \quad (12)$$

Valoarea efectivă a curentului prin înfășurarea rotorică a modulatorului în cursul unei rotații complete a acesteia este

$$I_1 = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} I_{1a}^2 \cdot d\alpha}. \quad (13)$$

Efectuînd calculele [Anexa (A. 3)], se obține

$$Y_1 = \frac{I_1}{U_1} = \sqrt{\frac{1 + \sigma^2 + g_1^2}{2\sigma^3}}. \quad (14)$$

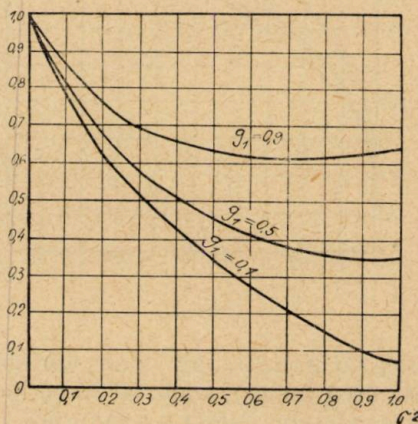


Fig. 1.

Pentru valoarea efectivă a curentului prin înfășurarea statorică a modulatorului se obține analog

$$Y_2 = \frac{I_2}{U_1} = \sqrt{\frac{1 + \sigma^2 + k_1^2}{2\sigma^3}} = \sqrt{\frac{(1 - \sigma^2)^2 + (1 + \sigma^2) g_1^2}{2\sigma^3 g_1^2}} \quad (15)$$

unde s-a observat că $k_1 = k_c^2/k_2 = (1 - \sigma^2)/g_1$.

Pentru proiectarea modulatorului pentru o mașină de sudat prin cusătură dată, este avantajos ca curenții rotorici și statorici să fie raportați la curentul luat de mașina de sudat fără modulator. În acest caz

$$Y_{1s} = \frac{I_1}{U_1} = \frac{I_1}{U_1} \cdot \frac{L_s}{L_1} = \sqrt{\sigma \frac{1 + \sigma^2 + g_1^2}{2}} \quad (14')$$

și

$$Y_{2s} = \frac{I_2}{U_1} = \frac{I_2}{U_1} \frac{L_s}{L_2} = g_1 \sqrt{\frac{\sigma}{2} \left[1 + \frac{1 + \sigma^2}{(1 - \sigma^2)^2} g_1^2 \right]}. \quad (15')$$

În fig. 2 și 3 s-au trasat curbele $Y_{1s} = f(\sigma^2)$ și $Y_{2s} = f(\sigma^2)$ pentru diferite valori constante ale lui g_1 . Curbele pot fi interpretate ca reprezentînd variația valorilor efective ale curenților prin cele două înfășurări ale unui modu-

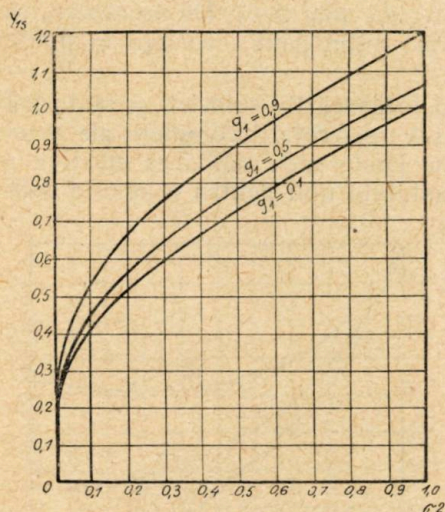


Fig. 2.

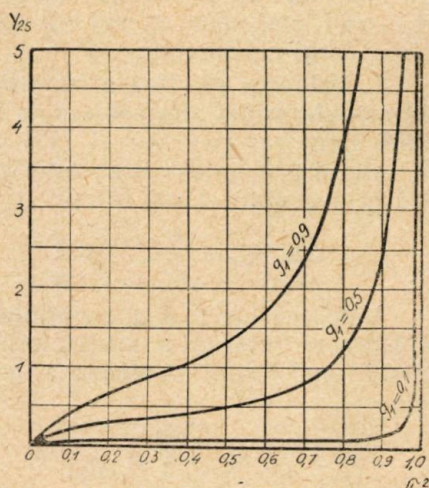


Fig. 3.

lator cu inductivități totale variabile (între ele păstrîndu-se raportul dat de valoarea lui g_1), conectat în serie cu o mașină de sudat prin cusătură dată. Inductivitatea totală a înfășurării rotorului este legată de valoarea lui σ^2 prin relațiile (4) și (2).

Se observă că atât Y_{1s} cât și Y_{2s} cresc odată cu micșorarea lui x , dar cît timp Y_{1s} rămîne mic, obținînd valori sub și în jurul lui 1, Y_{2s} tinde către infinit la micșorarea lui x . Curbele $Y_{2s} = f(\sigma^2)$ prezintă trei porțiuni distincte: o porțiune încet crescătoare, cotul curbei și apoi o porțiune rapid crescătoare. Funcționarea în bune condițiuni a modulatorului poate avea loc numai pe porțiunea încet crescătoare a curbei.

Din punctul de vedere al exploatării prezintă interes studierea problemei dacă un modulator dat poate fi folosit la o mașină oarecare de sudat

prin cusătură. În acest caz este mai avantajos să se raporteze valorile efective ale curenților ce trec prin înfășurări la curentul luat de o reactanță de inductivitate egală cu cea totală a înfășurării rotorului, adică

$$Y_{1m} = \frac{I_1}{\frac{U_1}{\omega L_{11}}} = \frac{I_1}{\frac{U_1}{\omega L_1}} \frac{L_{11}}{L_1} = \frac{1-\sigma^2}{\sigma^2} \sqrt{\sigma \frac{1+\sigma^2+g_1^2}{2}} \quad (14'')$$

$$Y_{2m} = \frac{I_2}{\frac{U_1}{\omega L_{11}}} = \frac{I_2}{\frac{U_1}{\omega L_2}} \frac{L_{11}}{L_{22}} = g_1 \frac{1-\sigma^2}{\sigma^2} \sqrt{\frac{\sigma}{2} \left[1 + \frac{1+\sigma^2}{(1-\sigma^2)^2} g_1^2 \right]}. \quad (15'')$$

Curbele $Y_{1m} = f(\delta^2)$ și $Y_{2m} = f(\delta^2)$ sînt reprezentate în fig. 4 și 5. Prin intermediul relațiilor (4) și (2) ele reprezintă variația valorilor efective ale curenților prin înfășurările modulatorului dat, atunci cînd variază inductivitatea de sarcină. Se observă din aceste curbe că atunci cînd inductivitatea

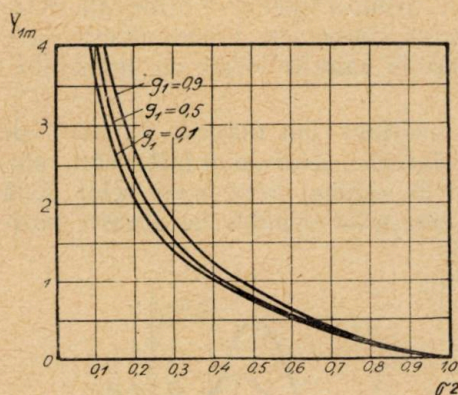


Fig. 4

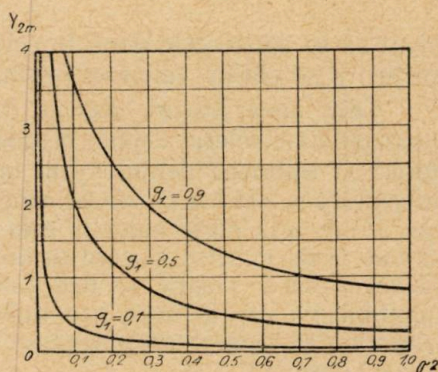


Fig. 5.

de sarcină are valori mici, valorile efective ale curenților devin din ce în ce mai mari. De aceea modulatorul nu poate fi conectat în serie decît cu o mașină de sudat prin cusătură care posedă o inductivitate L_s suficient de mare astfel încît să nu se întrecă valorile admisibile pentru curenții înfășurărilor.

Pentru a se obține o solicitare corespunzătoare a mașinii este necesar ca valorile încărcărilor lineare pe periferia statorului și a rotorului să fie cît mai apropiate. Punînd condiția de egalitate, rezultă

$$\omega_1 \cdot Y_{1s} = \omega_2 \cdot Y_{2s}, \quad (16)$$

adică

$$g_1 = \frac{1-\sigma^2}{\sqrt{3-\sigma^2}}. \quad (17)$$

Relația (17) este reprezentată prin curba a din fig. 6. Din figură se observă că o solicitare omogenă a statorului și rotorului de-a lungul peri-

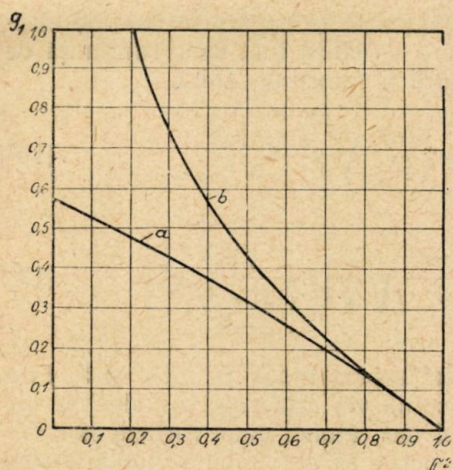


Fig. 6.

cient să se adune cele două fluxuri, respectiv valorile locale ale inducțiilor, pentru a se obține valoarea rezultantă.

Cele două fluxuri, deci și fluxul rezultat din mașină, în afară de momentul considerat depind de poziția relativă a celor două înfășurări (statorică și rotorică) definită prin unghiul de defazaj între axele celor două înfășurări α , pentru că însăși valoarea curenților depinde de această poziție. Pe de altă parte inducția este o funcțiune și de punctul în care se măsoară, punct a cărui poziție se definește prin unghiul β măsurat între axa înfășurării statorice și raza corespunzătoare punctului considerat.

Ținând seama de faptul că conform [4] curenții rotorici și statorici sînt sinfazici în timp, pentru valoarea maximă în timp a inducției rezultante se poate scrie

$$B(\alpha, \beta) = B_1(\alpha, \beta) + B_2(\alpha, \beta), \quad (18)$$

În cele ce urmează se vor studia numai valorile maxime în timp ale inducției rezultante $B(\alpha, \beta)$, ale inducției corespunzătoare t.m.m. rotorice $B_1(\alpha, \beta)$ respectiv statorice $B_2(\alpha, \beta)$. De asemenea se vor lua în considerare numai armonicile de bază ale repartizării fluxurilor de-a lungul întrefierului mașinii. Cele de mai sus sînt descrise de fig. 7. Avem

feriei indusului se obține numai pentru valori subunitare ale lui g_1 ; asemenea, pentru că în general g_1 are valori reduse, este avantajoasă din acest punct de vedere o valoare relativ mare pentru σ^2 .

4. Pierderile în fierul modulatorului electromecanic. În întrefierul modulatorului electromecanic în derivație în cazul general există două fluxuri magnetice și anume fluxul excitat de t.m.m. a înfășurării rotorice și fluxul excitat de t.m.m. a înfășurării statorice. Aceste fluxuri se suprapun, în mașină existînd doar fluxul rezultat.

În baza ipotezei I-a nu este necesar să compunem t.m.m. ci este suficient

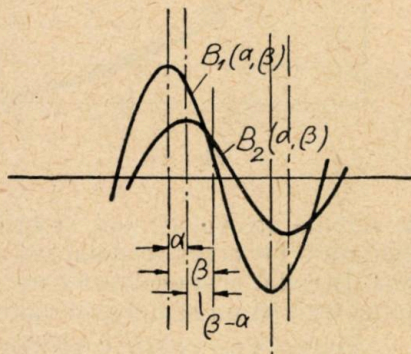


Fig. 7.

$$\left. \begin{aligned} B_1(\alpha, \beta) &= B_{1\max} \cdot \cos(\beta - \alpha) \\ B_2(\alpha, \beta) &= B_{2\max} \cdot \cos \beta \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

Pe de altă parte

$$B_{1max} = \frac{\pi}{2} \cdot B_{1med} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\Phi_1}{\tau \cdot l} = \frac{\pi}{2} \frac{\psi_1}{\tau l \omega_1} = \frac{\pi}{2} \frac{L_{11}}{\tau l \omega_1} i_{1max}.$$

Dar

$$i_{1max} = \frac{U_1 \sqrt{2}}{\omega L_1} \frac{1 - k_2 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha},$$

așa că

$$B_{1max} = \frac{U_1}{2\sqrt{2} f \tau l \omega_2} \frac{L_{11}}{L_1} \frac{1 - k_2 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha}$$

Analog

$$B_{2max} = \frac{U_1}{2\sqrt{2} f \tau l \omega_2} \frac{1 - k_1 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha}.$$

În relațiile de mai sus τ și l reprezintă lungimea pasului polar, respectiv lungimea ideală ale mașinii, iar ω_1 și ω_2 sînt ca și pînă acum, numerele de spire active ale înfășurării rotorului, respectiv statorului (produsul dintre numărul de spire real și factorul de înfășurare).

Luînd ca valoare de bază a inducției

$$B_b = \frac{U_1}{2\sqrt{2} f \tau l \omega_1}, \quad (21)$$

se poate scrie

$$b(\alpha, \beta) = \frac{B(\alpha, \beta)}{B_b} = k_c^2 \frac{1 - k_2 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha} \cos(\beta - \alpha) + k_2 \frac{1 - k_1 \cos \alpha}{1 - k_c^2 \cos^2 \alpha} \cos \beta. \quad (22)$$

Efectuînd calcule simple și ținînd seama de notațiile introduse anterior, se obține

$$b(\alpha, \beta) = g_1 \cos \beta + F(\alpha) \sin \beta, \quad (23)$$

unde

$$F(\alpha) = (1 - \sigma^2) \sin \alpha \frac{1 - g_1 \cos \alpha}{1 - (1 - \sigma^2) \cos^2 \alpha}. \quad (24)$$

După cum rezultă din relația (23), valoarea maximă a lui $b(\alpha, \beta)$ este

$$b_m = \sqrt{g_1^2 + F^2(\alpha_m)} \quad (25)$$

unde α_m este acea rădăcină a ecuației

$$\frac{dF(\alpha)}{d\alpha} = (1 - \sigma^2) \frac{(1 - \sigma^2) \cos^3 \alpha - g_1 (1 + \sigma^2) \cos^2 \alpha - (1 - 2\sigma^2) \cos \alpha + g_1}{[1 - (1 - \sigma^2) \cos^2 \alpha]^2} = 0 \quad (26)$$

care duce la valoarea absolută cea mai mare pentru $F(\alpha)$.

În fig. 8 s-a rezolvat ecuația (26) pentru diferite perechi de valori g_1 și σ^2 . Se observă că pentru fiecare pereche de valori din semiplanul superior se obțin două valori reale și pozitive (în partea în care există curbe) sau două valori neconvenabile (în partea liberă) pentru $\cos \alpha$, iar din semiplanul

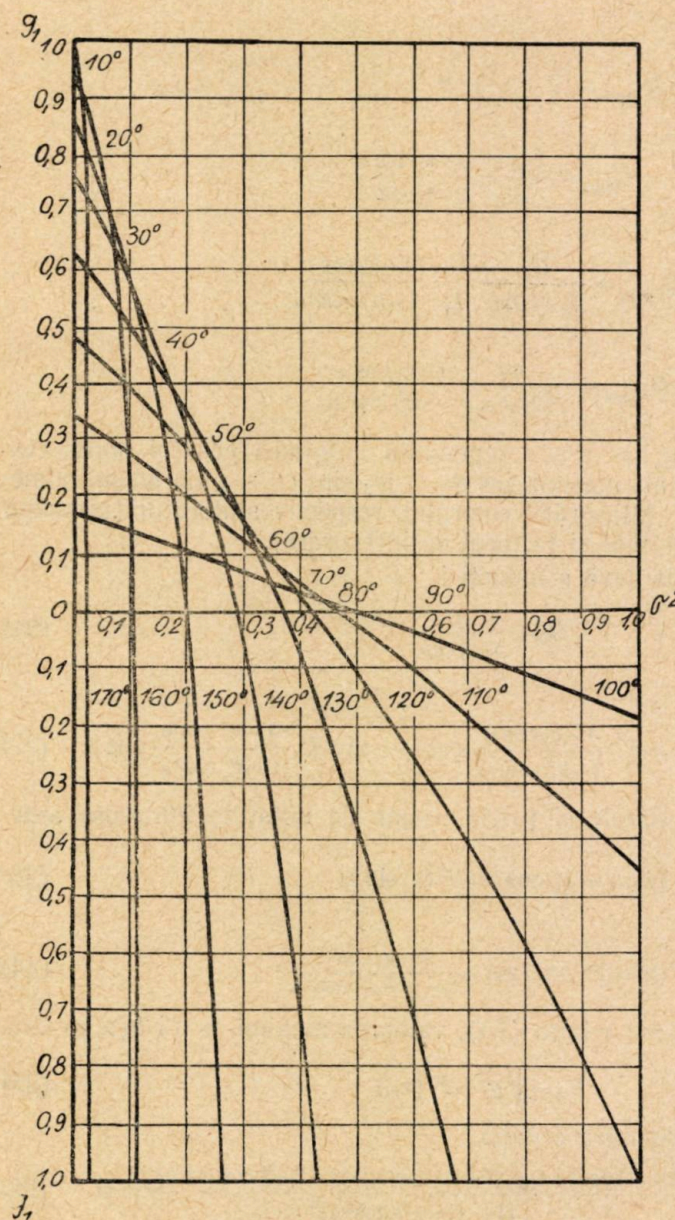


Fig. 8

În fig. 10 s-au reprezentat curbele $F(\alpha_m) = f(\sigma^2)$ pentru trei valori ale lui g_1 . Se observă că $F(\alpha_m)$ (și corespunzător relației (25) și b_m) variază repede și prezintă valori mari pentru valorile mici ale lui σ^2 . Rezultă deci

inferior se obține o singură rădăcină negativă pentru $\cos \alpha$. Rezultă pentru $F(\alpha)$ în general curbe de variație de tipurile prezentate în fig. 9.

Curba a din fig. 9 corespunde existenței celor trei rădăcini distincte în $\cos \alpha$. Fie $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ rădăcinile cuprinse între 0 și π ale ecuației (26), în ordine crescândă. În mod natural ($F(\alpha)$ nu obține valori infinite), α_1 și α_3 corespund unor maxime iar α_2 unui minim pentru $F(\alpha)$. Dintre cele două maxime cel corespunzător lui α_3 este mai mare, pentru că în poziția α_3 cele două t.m.m. statorică și rotorică au componente în opoziție, cît timp în poziția α_1 cele două t.m.m. magnetizează parțial în același sens.

În cazul în care nu există ca rădăcină a ecuației (26) decît α_3 , în mod evident aceasta corespunde unui maxim al lui $F(\alpha)$ (fig. 9 curba b). Rezultă că în general $\alpha_m = 3$, așa că $\cos \alpha_3 < 0$.

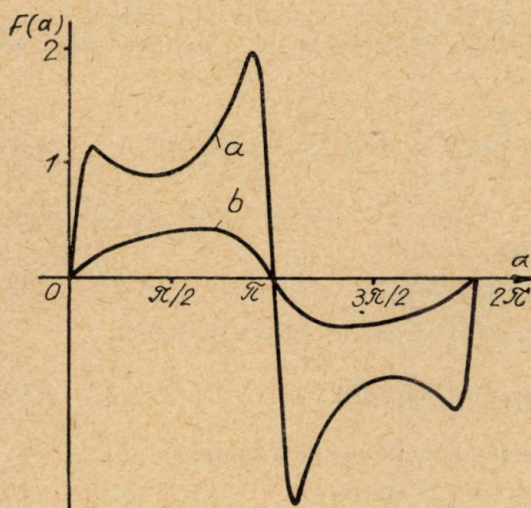


Fig. 10.

că pentru a se asigura o solicitare corespunzătoare pentru fierul modulatorului și pentru ca la variații mici ale sarcinii această solicitare să nu varieze mult, este necesar să se aleagă o valoare relativ mare pentru σ^2 .

Din punctul de vedere al pierderilor în fierul modulatorului prezintă importanță valoarea medie patrată a inducției dintr-un punct al mașinii ($\beta = \text{ct}$) atunci când rotorul mașinii execută o rotație completă, adică valoarea

$$b(\beta) = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} b^2(\alpha, \beta) \cdot d\alpha} \quad (27)$$

$b(\beta)$ reprezintă amplitudinea constantă a inducției care generează aceleași pierderi specifice în fier la unghiul β ca și inducția $b(\alpha, \beta)$ de amplitudine variabilă cu unghiul α , în cursul unei rotații complete ale rotorului modulatorului.

Folosind relațiile (23) și (24) și efectuând calculele (Anexa (A.4)), se găsește

$$b(\beta) = g_1 \sqrt{1 - F(g_1, \sigma^2) \sin^2 \beta} \quad (28)$$

unde

$$F(g_1, \sigma^2) = \frac{(4\sigma - 1 - \sigma^2) g_1^2 - (1 - \sigma^2)^2}{2\sigma g_1^2} = 1 - \sigma^2 Y_2^2. \quad (29)$$

Se observă că în cazul general inducția echivalentă, deci pierderile în fier depind de unghiul β , deci diferă în diferite puncte ale mașinii. Dacă însă $F(g_1, \sigma^2) = 0$, adică

$$g_1 = \frac{1 - \sigma^2}{\sqrt{4\sigma - 1 - \sigma^2}}, \quad (30)$$

atunci pierderile specifice în fierul mașinii sînt aceleași în toate punctele acestuia. Condiția (30) este favorabilă în sensul că solicitarea uniformă a fierului mașinii duce la cele mai bune performanțe economice ale modulatorului. Caracteristica (30) este reprezentată în fig. 6 prin curba b . Se remarcă alura căzătoare a curbei (30).

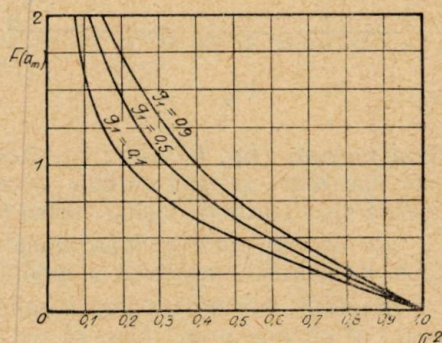


Fig. 9.

În general $F(g_1, \sigma^2) \neq 0$; în acest caz pentru calculul pierderilor în fierul mașinii este avantajos să se utilizeze valoarea medie a inducției $b(\beta)$ pe întreaga mașină, adică valoarea

$$b = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} b(\beta) \cdot d\beta = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} g_1 \sqrt{1 - F(g_1, \sigma^2) \sin^2 \beta} d\beta. \quad (31)$$

Se observă că pentru ori ce valori ale lui g_1 și σ^2 există dubla inegalitate

$$-\infty \leq F(g_1, \sigma^2) \leq 1. \quad (32)$$

Pentru $0 < F(g_1, \sigma^2) \leq 1$ relația (31) se poate scrie sub forma

$$b = \frac{2}{\pi} g_1 \cdot E[\sqrt{F(g_1, \sigma^2)}] \quad (33)$$

unde $E(p)$ este integrală eliptică completă de speța a doua.

Pentru $-\infty \leq F(g_1, \sigma^2) \leq 0$ relația (31) se scrie

$$b = \frac{2}{\pi} g_1 \sqrt{1 - F(g_1, \sigma^2)} E\left[\sqrt{\frac{-F(g_1, \sigma^2)}{1 - F(g_1, \sigma^2)}}\right]. \quad (34)$$

Curba $E(p)$ este trasată în fig. 11.

Dacă relația (30) este îndeplinită, evident $b(\beta) = g_1$.

5. Concluzii. Din cele de mai sus se pot primi indicațiuni privitoare la alegerea lui σ^2 , mărime care în general nu este impusă prin condițiile de proiectare și care determină de fapt dimensiunile modulatorului.

Din punct de vedere economic este justificat să se aleagă un σ^2 cât mai mare, corespunzător relațiilor (2) și (4) rezultând în acest caz dimensiuni mici și deci cost redus pentru modulator.

Ținând seama de faptul că în general g_1 are valori mici, alegerea unei valori mari pentru σ^2 prezintă avantaje din punctul de vedere al solicitării omogene prin pătura de curent a mașinii (curba a din fig. 6) și din punctul de vedere al solicitării omogene a fierului mașinii (fig. 6, curba b).

Acest lucru rezultă și din fig. 9; cu cât σ^2 este mai mare cu atât curbele de forma curbei a se deformează mai mult, tinzând spre curbe de forma curbei b .

Pe de altă parte σ^2 mare duce la valori mari ale curentului absorbit de către înfășurarea statorică a modulatorului (fig. 3).

Rezultă deci necesitatea adoptării unei soluții de compromis, alegându-se un σ^2 cât mai mare, care să nu ducă însă la valori aflate pe porțiunea brusc urcătoare a curbei $Y_{2s} = f(\sigma^2)$ la g_1 impus prin datele de proiectare.

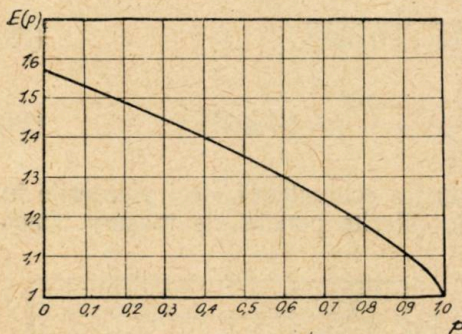


Fig. 11.

După alegerea valorii celei mai convenabile pentru δ^2 după criteriile de mai sus, rezultă valoarea lui x din relația (4) iar din (2)

$$L_{11} = \mu_0 \frac{\tau l \omega_1^2}{\delta} = x \cdot L_s \quad (35)$$

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$, H/m fiind permeabilitatea aerului iar σ întrefierul echivalent al mașinii. Prin urmare există relația

$$\frac{\tau l \omega_1^2}{\delta} = \frac{L_{11}}{\mu_0} \quad (36)$$

Pe de altă parte g_1 și σ^2 fiind determinate se poate deduce din relația (33) sau (34) valoarea lui b , iar din relația (25) valoarea lui b_m . Admițând valoarea inducției echivalente B , din relația (22) se deduce

$$B_b = \frac{B}{b} \quad (37)$$

și deci se poate calcula și valoarea maximă a inducției

$$B_m = b_m \cdot B_b \quad (38)$$

Este necesar ca această valoare să nu conducă la solicitări exagerate mai ales în dinții mașinii.

Din relația (21) se deduce că

$$\tau l \omega_1 = \frac{U_1}{2\sqrt{2} f B_b} \quad (39)$$

iar din relațiile (36) și (39), admițându-se o valoare pentru δ , rezultă ω_1 și produsul τl , respectiv

$$\omega_2 = \frac{\omega_1}{g_1} \quad (40)$$

Prin urmare dimensiunile principale ale modulatorului sînt determinate.

Pentru dimensionarea secțiunilor conductorilor de cupru servesc relațiile (14') și (15'). Este de asemenea indicat să se verifice încărcările lineare în rotor și stator, ținînd seama de faptul că înfășurările sînt monofazate, deci se repartizează numai pe cca. două treimi din periferia mașinii. Relațiile de calcul sînt

$$A_1 \approx \frac{3}{2} \frac{2\omega_1 I_1}{\pi D}, \quad A_2 \approx \frac{3}{2} \frac{2\omega_2 I_2}{\pi D} \quad (41)$$

ω_1 și ω_2 fiind numerele de spire reale ale înfășurărilor, I_1 și I_2 curenții iar D — diametrul mașinii.

Exemplu de calcul (Numerele din paranteză indică relația sau figura folosită). Se calculează dimensiunile principale ale unui modulator care urmează să alimenteze o mașină de sudat prin cusătură de tensiune $U_1 = 380$ V sub frecvența de $f = 50$ Hz, curentul nominal fiind de $I_n = 50$ A. Adîncimea de modulație necesară $g_1 = 0,25$.

Modulatorul se alege bipolar. Din datele de proiectare rezultă $L_s \cong \frac{U_1}{\omega I_n} = 0,0242 \text{ H}$. Din curbele din fig. 6 se alege $\sigma^2 = 0,65$; rezultă (4) $x = 0,539$, (fig. 8) $\alpha_m \cong 117^\circ$, (2) $L_{11} = 0,01303 \text{ H}$, (29) $F(g_1, \sigma^2) = -0,2335$, (34) $b = 0,244$, (24) $F(\alpha_n) = 0,375$, (25) $b_m = 0,45$.

Se admite $B = 0,6 \text{ Wb/m}^2$, (37) $B_b = 2,46 \text{ Wb/m}^2$, (38) $B_m = 1,108 \frac{\text{wb}}{\text{m}^2}$, admisibil. Admițind $\delta = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$, (36) $\omega_1^2 \tau l = 15,6 \text{ m}^2$, (39) $\omega_1 \tau l = 1,09 \text{ m}^2$, de unde $\omega_1 = 14,3 \text{ spire}$ [și (40) $\omega_2 = 57,2 \text{ spire}$] și $\tau l = 0,0763 \text{ m}^2$ (numerele de spire reale se găsesc printr-un calcul ulterior). Admițind $\tau/l \cong 1$, rezultă $\tau = l = 0,276 \text{ m}$, deci $D = 0,175 \text{ m}$.

Se calculează (14') $Y_{1s} = 0,83$, (15') $Y_{2s} = 0,216$ și deci $I_1 = 41,5 \text{ A}$ și $I_2 = 10,8 \text{ A}$, cu care (41) $A_1 \cong 3240 \text{ A/m}$, $A_2 \cong 3250 \text{ A/m}$, valori admisibile.

ANEXE

Anexa A.1.

$$J_n = \int_0^{2\pi} \frac{\sin n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = \int_0^{\pi} \frac{\sin n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha + \int_{\pi}^{2\pi} \frac{\sin n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha.$$

Schimbînd pe α în $2\pi - \alpha$ în a doua integrală, se obține

$$J_n = \int_0^{\pi} \frac{\sin n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha + \int_{\pi}^0 \frac{(-\sin n\alpha)}{(p-q \cos 2\alpha)^2} (-d\alpha) = 0. \quad (1-1)$$

$$I_n = \int_0^{2\pi} \frac{\cos n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = \int_0^{\pi} \frac{\cos n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha + \int_{\pi}^{2\pi} \frac{\cos n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha.$$

Efectuînd aceeași schimbare în a doua integrală, rezultă

$$I_n = \int_0^{\pi} \frac{\cos n\alpha \cdot d\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} + \int_{\pi}^0 \frac{\cos n\alpha (-d\alpha)}{(p-q \cos 2\alpha)^2} = 2 \int_0^{\pi} \frac{\cos n\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha. \quad (1-2)$$

Pentru n impar

$$I_{2n+1} = 2 \left\{ \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos (2n+1)\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha + \int_{\frac{\pi}{2}}^{\pi} \frac{\cos (2n+1)\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha \right\}$$

și schimbînd în a doua integrală pe α în $\pi - \alpha$, se obține

$$I_{2n+1} = 2 \left\{ \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos (2n+1)\alpha}{(p-q \cos 2\alpha)^2} d\alpha + \int_{\frac{\pi}{2}}^0 \frac{[-\cos (2n+1)\alpha]}{(p-q \cos 2\alpha)^2} (-d\alpha) \right\} = 0. \quad (1-3)$$

Pentru n par, relația (1—2) se scrie

$$I_{2n} = 2 \int_0^{\pi} \frac{\cos 2n \alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha = 2 \int_0^{\pi} \frac{\cos nx}{(p - q \cos x)^2} d\left(\frac{x}{2}\right)$$

sau

$$I_{2n} = \int_0^{2\pi} \frac{\cos nx}{(p - q \cos x)^2} dx, \quad (1-4)$$

unde s-a făcut schimbarea de variabilă $x = 2\alpha$.

Pentru calculul concret al integralelor (6) se va folosi teorema reziduurilor. În relația (1—4) se face schimbarea de variabilă

$$z = e^{jx}. \quad (1-5)$$

Ținând seama de relația lui Euler

$$\cos nx = \frac{e^{jnx} + e^{-jnx}}{2} = \frac{z^n + z^{-n}}{2} = \frac{z^{2n} + 1}{2z^n}, \quad (1-6)$$

și observînd că atunci cînd x variază de la 0 la 2π variabila complexă z parcurge cercul C cu centrul în origine și de rază unitate, integrala (1—4) se scrie

$$\begin{aligned} I_{2n} &= \int_C \frac{\frac{z^{2n} + 1}{2z^n} \frac{dz}{jz}}{\left(p - q \frac{z^2 + 1}{2z}\right)^2} = \frac{2}{j} \int_C \frac{(z^{2n} + 1) dz}{z^{n-1} (qz^2 - 2pz + q)^2} = \\ &= \frac{2}{q^2 j} \int_C \frac{z^{2n} + 1}{z^{n-1} (z - z_1)^2 (z - z_2)^2} \end{aligned} \quad (1-7)$$

unde

$$z_1 = \frac{p + \sigma}{q} \quad |z_1| > 1 \quad (1-8)$$

$$z_2 = \frac{p - \sigma}{q} \quad |z_2| < 1$$

sînt rădăcinile ecuației $qz^2 - 2pz + q = 0$. Conform teoremei reziduurilor

$$I_{2n} = 2\pi j \cdot \frac{2}{q^2 j} r_{2n} = \frac{4\pi}{q^2} r_{2n}, \quad (1-9)$$

unde r_{2n} este suma reziduurilor funcțiunii de sub semnul integrală relative la punctele singulare situate în interiorul lui O .

Pentru $n=0$

$$I_0 = \frac{4\pi}{q^2} r_0 \quad (1-10)$$

r_0 fiind reziduul funcției $\frac{2z}{(z-z_1)^2(z-z_2)^2}$ în punctul $z=z_2$.

$$r_0 = \left| \frac{d}{dz} \frac{2z}{(z-z_1)^2(z-z_2)^2} (z-z_2)^2 \right|_{z=z_2} = 2 \left| \frac{d}{dz} \frac{z}{(z-z_1)^2} \right|_{z=z_2} = \frac{pq^2}{2\sigma^3}. \quad (1-11)$$

Pentru $n=1$

$$I_2 = \frac{4\pi}{q^2} r_2 \quad (1-12)$$

unde

$$r_2 = \left| \frac{d}{dz} \frac{z^2+1}{(z-z_1)^2(z-z_2)^2} (z-z_2)^2 \right|_{z=z_2} = \left| \frac{d}{dz} \frac{z^2+1}{(z-z_1)^2} \right|_{z=z_2} = \frac{q^3}{2\sigma^3} \quad (1-13)$$

iar pentru $n=2$

$$I_4 = \frac{4\pi}{q^2} r_4, \quad (1-14)$$

unde funcțiunea de sub semnul integrală $\frac{z^4+1}{z(z-z_1)^2(z-z_2)^2}$ are doi poli în interiorul cercului C : un pol simplu pentru $z=0$ și un pol dublu pentru $z=z_2$. Corespunzător

$$r_4 = \left| \frac{d}{dz} \frac{z^4+1}{z(z-z_1)^2(z-z_2)^2} (z-z_2)^2 \right|_{z=z_2} + \left| \frac{d}{dz} \frac{z^4+1}{z(z-z_1)^2(z-z_2)^2} \right|_{z=0} = \frac{p^3-3p\sigma^2+2\sigma^3}{2\sigma^3}. \quad (1-15)$$

Înlocuind (1-11), (1-13) și (1-15) respectiv în (1-10), (1-12) și (1-14) se obțin relațiile (6) din lucrare.

Anexa A.2.

Înlocuind (8) în (10), cu notațiile (9) se obține succesiv

$$U_r = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} U_1^2 \left\{ 1 + \frac{\sigma^4(1-g_1 \cos \alpha)^2}{(p-q \cos 2\alpha)^2} - 2\sigma^2 \frac{1-g_1 \cos \alpha}{p-q \cos 2\alpha} \right\} d\alpha} =$$

$$= U_1 \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \left\{ 1 + \frac{\left[\sigma^4 - 2g_1\sigma^4 \cos \alpha + g_1^2\sigma^4 \frac{1+\cos 2\alpha}{2} - 2\sigma^2 \left(p-q \cos 2\alpha - pg_1 \cos \alpha + qg_1 \frac{\cos \alpha + \cos 3\alpha}{2} \right) \right]}{(p-q \cos 2\alpha)^2} \right\} d\alpha};$$

ținând seama de relațiile (5) și (6) rezultă

$$\begin{aligned} U_r &= U_1 \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left\{ 2\pi + \left(\sigma^4 + \frac{g_1^2 \sigma^4}{2} - 2p\sigma^2 \right) I_0 + \left(\frac{g_1^2 \sigma^4}{2} + 2q\sigma^2 \right) I_2 \right\}} = \\ &= U_1 \sqrt{1 + p\sigma + \frac{g_1^2 \sigma}{2} p - \frac{2p^2}{\sigma} + \frac{g_1^2 \sigma}{2} q + \frac{2g^2}{\sigma}} = \\ &= U_1 \sqrt{1 + p\sigma + \frac{g_1^2 \sigma}{2} (p+q) - 2 \frac{p^2 - q^2}{\sigma}}. \end{aligned}$$

Conform relațiilor (9) $p+q=1$, $p-q=\sigma^2$, $p^2-q^2=\sigma^2$; înlocuind și efectuând calcule simple, se obține relația (11).

Anexa A.3.

Înlocuind (12) în (13), se obține succesiv

$$\begin{aligned} I_1 &= \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \left(\frac{U_1}{\omega L_1} \right)^2 \frac{(1 - g_1 \cos \alpha)^2}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha} = \\ &= \frac{U_1}{\omega L_1} \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{\left(1 + \frac{g_1^2}{2} \right) - 2g_1 \cos \alpha + \frac{g_1^2}{2} \cos 2\alpha}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha} = \\ &= \frac{U_1}{\omega L_1} \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left\{ \left(1 + \frac{g_1^2}{2} \right) I_0 + \frac{g_1^2}{2} I_2 \right\}} = \frac{U_1}{\omega L_1} \sqrt{\frac{p}{\sigma^3} + \frac{g_1^2}{2} \frac{p+q}{\sigma^3}}. \end{aligned}$$

Înlocuind pe p și q din relațiile (9) se obține relația (14).

Anexa A.4.

Scriind relația (24) sub forma

$$F(\alpha) = 2q \sin \alpha \frac{1 - g_1 \cos \alpha}{p - q \cos 2\alpha} = q \frac{2 \sin \alpha - g_1 \sin 2\alpha}{p - q \cos 2\alpha},$$

se obține

$$b(\alpha, \beta) = \frac{pg_1 \cos \beta - qg_1 \cos \beta \cos 2\alpha + 2q \sin \beta \sin \alpha - qg_1 \sin \beta \sin 2\alpha}{p - q \cos 2\alpha}.$$

Înlocuind (4—1) în (27), efectuând ridicarea la patrat și menținând dintre toți termenii numai pe cei care conțin pe $\cos n\alpha$ ($n=0, 1, 2$), rezultă

$$b(\beta) = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{\left[p^2 g_1^2 \cos^2 \beta + q^2 g_1^2 \cos^2 \beta \frac{1 + \cos 4\alpha}{2} + 4q^2 \sin^2 \beta \frac{1 - \cos 2\alpha}{2} + \right.}{(p - q \cos 2\alpha)^2} d\alpha} =$$

$$\begin{aligned}
&= \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left\{ \left(p^2 g_1^2 \cos^2 \beta + \frac{q^2 g_1^2}{2} \cos^2 \beta + 2q^2 \sin^2 \beta + \frac{q^2 g_1^2}{2} \sin^2 \beta \right) I_0 - \right.} \\
&\quad \left. - (2q^2 \sin^2 \beta + 2pq g_1^2 \cos^2 \beta) I_2 + \left(\frac{q^2 g_1^2}{2} \cos^2 \beta - \frac{q^2 g_1^2}{2} \sin^2 \beta \right) I_4 \right\}} = \\
&= \sqrt{\frac{1}{\sigma^3} \left\{ g_1^2 \left(p^3 + \frac{pq^2}{2} - 2pq^2 + \frac{p^3 - 3p\sigma^2 + 2\sigma^3}{2} \right) \cos^2 \beta + \right.} \\
&\quad \left. + \left(2pq^2 + \frac{pq^2 g_1^2}{2} - 2q^3 - g_1^2 \frac{p^3 - 3p\sigma^2 + 2\sigma^3}{2} \right) \sin^2 \beta \right\}} = \\
&= \sqrt{\frac{g_1^2}{\sigma^3} \left\{ \frac{3p(p^2 - q^2) - 3p\sigma^2 + 2\sigma^3}{2} \cos^2 \beta + \left[\frac{2q^2(p - q)}{g_1^2} - \frac{2\sigma^3 - 3p\sigma^2 + p(p^2 - q^2)}{2} \right] \sin^2 \beta \right\}} = \\
&= g_1 \sqrt{\cos^2 \beta + \frac{2q^2 + (p - \sigma) g_1^2}{\sigma g_1^2} \sin^2 \beta} = g_1 \sqrt{1 + \frac{2q^2 + (p - 2\sigma) g_1^2}{\sigma g_1^2} \sin^2 \beta}.
\end{aligned}$$

Ținând seama de relațiile care au loc între p , q și σ^2 , după calcule simple se obține relația (28).

ОБ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ МОДУЛЯТОРАХ ТОКА ПРИ СВАРКЕ (РЕЗЮМЕ)

В работе изучаются электромеханические модуляторы тока в ответвлении, с целью расчета электромагнитных нагрузок, встречающихся в различных его элементах. Находятся расчетные отношения эффективного значения индуктированного электромагнитного напряжения в обмотке ротора, соотношения эффективных значений токов в обмотках ротора и статора, а также расчетное отношение распределения индукции вдоль зазора, эквивалентных значений индукции в одной точке зазора, соответственно эквивалентного значения нагрузки в машине в целом. Обсуждаются полученные отношения в виду наилучшего выбора данных для проектирования модулятора. Работа сопровождается численным примером.

SUR LES MODULATEURS DE COURANT ELECTROMECANIQUES POUR SOUDAGE, (II) (RESUME)

Dans ce travail on présente l'étude des modulateurs de courant électromécaniques en dérivation pour le calcul des sollicitations électromagnétiques qui ont lieu dans les différents éléments des modulateurs. On déduit les relations de calcul de la valeur effective de la t.e.m. induite dans l'enrou-

lement rotorique et statorique, ainsi que les relations de calcul de la répartition de l'induction le long de l'entrefer, de la valeur équivalente de l'induction dans un point de l'entrefer, respectivement de la valeur équivalente de l'induction pour toute la machine.

On discute les relations obtenues afin de donner la possibilité de choisir les données les plus convenables pour le projet du modulateur. Enfin on présente un exemple numérique.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Mikloși, C. Teodorescu, *Procedeele industriale de sudură*, București, 1936.
2. N. Ia. Cocianovschi, *Mașini dlia contactnoi electrosvarchi*, Gosenergoizdat, 1954.
3. R. Richter, *Mașini electrice* vol. I și II, Ed. tehnică București, 1958—59.
4. O. Centea, *Asupra modulateoarelor de curent electromecanice pentru sudare (I)*, Bul. științific și tehnic al Inst. Politehnic Timișoara, 1961.
5. * * * „Hütte”, *manualul inginerului* vol. I, Ed. AGIR, București, 1947.
6. Th. Angheluță, *Curs de teoria funcțiilor de variabilă complexă*, Ed. tehnică București, 1957.

CONSIDERAȚIUNI ASUPRA METODELOR DE ALEGERE A MOTORULUI ȘI VOLANULUI LA ACȚIONĂRILE ELECTRICE

DE

BRAȘOVAN M.

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

1. Alegerea corectă a motorului pentru acționarea diferitelor mecanisme și mașini de lucru prezintă o mare importanță din punct de vedere tehnic și economic. După procesul tehnologic care trebuie realizat mașinile de lucru solicită de la motorul de acționare un cuplu constant sau variabil la turație constantă sau variabilă. În general însă condițiile tehnice impuse motorului de acționare de către mașinile de lucru sînt foarte variate și se referă pe lîngă cuplu și turație la tipul constructiv, protecție, posibilitatea modificării și reglării turației, automatizarea comenzii etc.

Din punct de vedere tehnic și economic, motorul de acționare trebuie astfel ales încît în timpul funcționării supratemperatura să ajungă la valoarea nominală, iar factorul de putere să aibă o valoare mijlocie optimă.

2. Alegerea sau verificarea puterii unui motor de acționare pe baza încălzirii se face prin folosirea diagramei de încărcare (de funcționare) care reprezintă variația în timp a curentului $I=f(t)$, a cuplului $M=f(t)$ sau a puterii $P=f(t)$ raportate la arborele motorului.

Diagrama de încărcare a mașinei de lucru se determină experimental sau prin calcul în baza procesului tehnologic de fabricație de cele mai multe ori în funcție de timp sau cîteodată în funcție de drum ori în funcție de unghiul de rotire a manivelei la mecanismele de bielă-manivelă. În schimb, diagrama de funcționare a motorului de acționare care se folosește la alegerea sau la verificarea puterii motorului se construiește fără excepție în funcție de timp.

3. La instalațiile care produc o încărcare sub formă de lovituri cum sînt presele, foarfecile de metal, laminoarele etc., se cunoaște de obicei diagrama de încărcare a mașinii de lucru în funcție de timp $M_r=f(t)$ raportată la arborele motorului (fig. 1). Problema fundamentală la proiectarea acționării acestor instalații constă în determinarea momentului de girație GD^2 al volanului și a cuplului nominal M_N dezvoltat de motor.

Cele trei mărimi M_r , M_N și GD^2 se folosesc la rezolvarea ecuației de mișcare

$$M = \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt} + M_r \quad (1)$$

cu ajutorul căreia se construieşte diagrama de funcţionare $M=f(t)$ a motorului.

Se precizează că în cadrul lucrării se vor cerceta numai acele cazuri la care caracteristica mecanică $n=f(M)$ a motorului de acţionare se poate considera dreaptă, iar în circuitul său se găseşte o rezistenţă invariabilă.

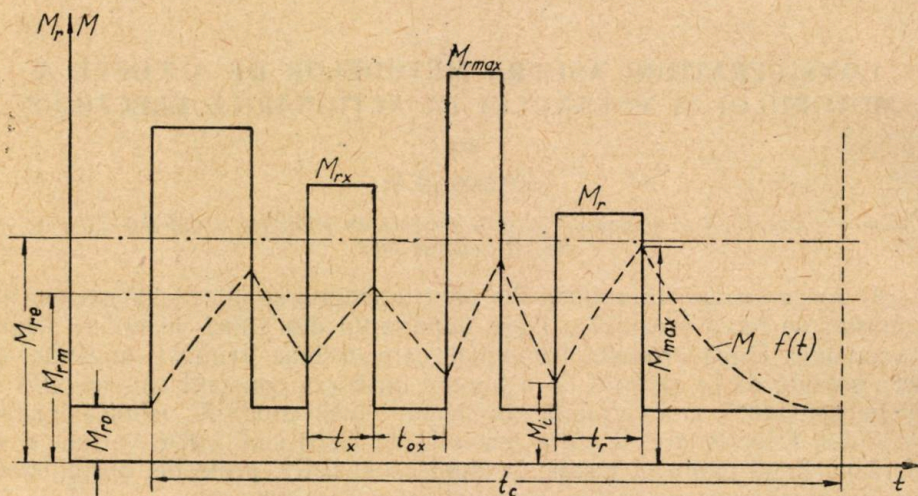


Fig. 1. Diagramă de încărcare cu virfuri inegale de sarcină.

4. Recapitulind metoda de rezolvare cunoscută din literatură, se constată că ea constă din următoarele :

— Din diagrama $M_r=f(t)$ se calculează valorile M_{re} şi M_{rm} cu ajutorul relaţiilor :

$$M_{re} = \sqrt{\frac{\sum (M_{rx}^2 t_x + M_{r0}^2 t_{0x})}{t_c}} \quad (2)$$

$$M_{rm} = \frac{\sum (M_{rx} t_x + M_{r0} t_{0x})}{t_c} \quad (3)$$

— Pe baza criteriilor arătate în literatură [2.3] se alege motorul de acţionare (M_N n_0), volanul (GD^2) şi alunecarea s'_N cu ajutorul cărora se calculează constanta electromecanică de timp T_m pe baza relaţiei :

$$T_m = \frac{GD^2 n_0 s'_N}{375 M_N} \quad (4)$$

Se calculează variaţia alunecării s şi a cuplului dezvoltat de motorul de acţionare M în timpul unui ciclu de încărcare t_c . Valoarea alunecării maxime s_{max} nu trebuie să treacă de 0,2.

— Din diagrama $M=f(t)$ se determină cuplul echivalent M_e pe baza relației :

$$M_e = \sqrt{\frac{\int_0^{t_c} M^2 dt}{t_c}} \quad (5)$$

Dacă rezultă $M_e > M_N$ calculele se refac prin alegerea unor noi valori pentru M_N , GD^2 și s_N pînă cînd rezultă $M_e \leq M_N$. De asemenea, este de relevat faptul că pentru a putea face o alegere tehnică economică cît mai judicioasă trebuie comparate mai multe soluții.

Din cele de mai sus se constată că problema are o infinitate de soluții și rezolvarea ei după metoda arătată în literatură este destul de laborioasă și greoaie fiindcă la prima alegere a valorilor pentru mărimile M_N , GD^2 și s_N de obicei nu se verifică condiția $M_N \geq M_e$ și calculele trebuie repetate cu valori modificate ale celor trei mărimi.

Pentru eliminarea acestei deficiențe se propune în cadrul lucrării o altă metodă de calcul care folosește elemente cunoscute din literatură. În continuare urmează expunerea metodei propuse.

5. Se constată că în cazul cînd se cunoaște diagrama de încărcare $M_r = f(t)$ variația cuplului dezvoltat de motor $M = f(t)$ se poate construi dacă este dată constanta electromecanică de timp T_m . Cu ajutorul diagramei $M = f(t)$ se poate determina cuplul echivalent M_e pe baza relației (5) și deci se poate alege motorul (M_N , n_0).

În prealabil se admite că T_m este cunoscut urmînd să se revină ulterior asupra determinării sale.

Din diagrama $M = f(t)$ pe lîngă cuplul echivalent M_e rezultă încă și raportul :

$$\lambda_{xe} = \frac{M_{max}}{M_e} \quad (6)$$

Admițînd că în general pentru motoarele asincrone se poate considera $\lambda = M_e / M_N \geq 2$ pot avea loc următoarele două cazuri :

$$\lambda_{xe} > 1,7 \quad (7)$$

$$\lambda_{xe} < 1,7. \quad (8)$$

În primul caz motorul nu se alege pe baza încălzirii adică pe baza cuplului echivalent M_e ci pe baza cuplului maxim M_{max} care apare în diagrama cuplului dezvoltat de motor $M = f(t)$. În acest caz trebuie să fie îndeplinită condiția :

$$M_N = \frac{M_{max}}{\lambda_x} \quad (9)$$

în care coeficientul λ_x a fost definit prin relația :

$$\lambda_x s'_N \leq 0,2. \quad (10)$$



În cazul al doilea cuplul nominal M_N se alege egal sau ceva mai mic decât cuplul echivalent M_e în funcție de gama de puteri standardizate. Se constată că în aceste condiții avem $\lambda_x = \lambda_e$.

Dacă motorul ales are o capacitate de supraîncărcare $\lambda < 2$ atunci în expresiile (7) și (8) se consideră în loc de 1,7 o valoare potrivit mai mică.

Prin fixarea valorii alunecării nominale inițiale s'_N în așa fel încât să fie îndeplinită condiția exprimată prin relația (10), cu ajutorul egalității (4) se poate calcula momentul de girație GD^2 al instalației.

Alunecarea maximă rezultă în baza relației (9) scrisă în forma :

$$\lambda_x = \frac{M_{max}}{M_N} = \frac{s_{max}}{s'_N}. \quad (10)$$

Aplicînd această metodă se elimină tatonările la alegerea cuplului M_N și a momentului de girație GD^2 cît și necesitatea verificării lor. Metoda propusă prezintă avantajul că în prealabil se alege o singură mărime T_m și nu mai multe, eterogene (M_N , GD^2 , n_0 , s'_N) care trebuiesc apoi verificate, și de cele mai multe ori modificate pentru repetarea calculelor pînă cînd rezultă o valoare potrivită pentru cuplul M_e .

Calculul se poate executa simultan pentru două sau mai multe valori admise pentru T_m făcînd apoi alegerea soluției celei mai potrivite din punct de vedere tehnic și economic cu privire la valorile lui M_N , GD^2 și s'_N .

6. În cele ce urmează revenim asupra alegerii mărimii T_m , care stă la baza metodei de calcul propuse. Dacă se ține seamă de cele două cazuri

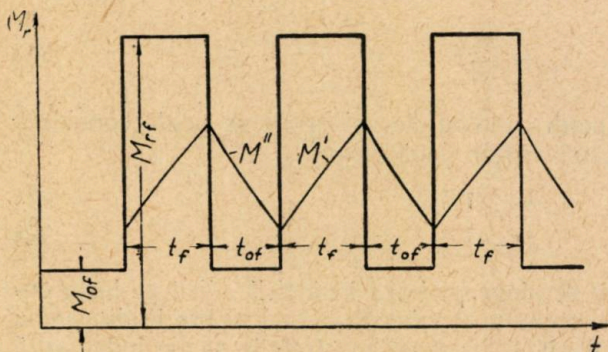


Fig. 2. Diagrama $M_r = f(t)$ cu vîrfuri egale de încărcare.

limite teoretice $GD^2 = \infty$ și $GD^2 = 0$ rezultă în baza relației (4) cele două valori extreme pentru T_m și anume ∞ și 0 cărora le corespund cuplurile $M_N = M_{re}$ și $M_N = M_{rm}$. Abordarea problemei sub acest aspect teoretic ne duce deci la imposibilitatea unei orientări sigure în alegerea valorilor pentru T_m . Se impune delimitarea mai strînsă a domeniului din care se alege constanta de timp

T_m . În acest scop se folosesc două criterii ajutătoare cunoscute din literatură.

a) V. K. Popov [3] arată o metodă de calcul pentru cuplul echivalent M_e prin înlocuirea diagramei $M_r = f(t)$ cu vîrfuri de încărcare diferite (fig. 1) printr-o diagramă fictivă echivalentă cu vîrfuri de încărcare egale

(fig. 2). Dintre formulele de calcul se redă numai aceea care ne interesează și care se folosește la determinarea duratelor de pauză din fig. 4.

$$t_{0f} = \frac{\sum_{i=1}^n t_{0x}}{n} \quad (11)$$

în care n este numărul intervalelor de pauză iar t_{0x} este reprezentată în fig. 1.

Expresia cuplului M_e conține și constanta de timp T_m care se presupune cunoscută. Această metodă de calcul dă pentru M_e numai valori informative și se recomandă folosirea ei numai pentru antecalcule.

b) Pentru acționările care au o diagramă de funcționare $M_r = f(t)$ ca aceea din fig. 2, V. Micloși [5] a elaborat o metodă pentru alegerea motorului și volanului. După această metodă cuplul echivalent M_e dezvoltat de motor se calculează din raportul

$$\gamma = \frac{M_e}{M_{re}} \quad (12)$$

în care M_r și M_{re} sînt definite prin relațiile

$$M_e = \sqrt{\frac{\int_0^{t_f} M'^2 dt + \int_0^{t_{0f}} M''^2 dt}{t_f + t_{0f}}} \quad (13)$$

$$M_{re} = \sqrt{\frac{M_{rf}^2 t_f}{t_f + t_{0f}}} \quad (14)$$

În expresia (14) s-a neglijat M_{0f} față de M_{rf} . Din acest motiv valorile lui M_{re} pot fi afectate de erori.

Valoarea lui γ este reprezentată în fig. 3 în funcție de rapoartele:

$$x = \frac{T_m}{t_{0f}} \quad (15)$$

$$v = \frac{t_f}{t_{0f}} \quad (16)$$

Curbele din fig. 3 arată că o variație mai pronunțată a raportului γ are loc numai pentru intervalul $x = 0 \div 1$ la toate valorile parametrului v . Această însemnează că valoarea cuplului echivalent M_e diferă numai puțin de cuplul rezistent mediu M_{rm} pentru valorile constantei de timp $T_m > t_{0f}$. Această constatare poate fi folosită la delimitarea valorii constantei de timp la domeniu!

$$0 < T_m < t_{0f} \quad (17)$$

În adevăr, folosindu-ne de diagramele $\gamma = f(x, v)$ din fig. 3 se observă că la descreșterea lui T_m de la ∞ la $T_m = t_{0f}$ valoarea lui γ variază cu cca. 1,3% la $v = 0,25$ respectiv cu cca. 0,85% pentru $v = 2$. Ca urmare, pentru

variaţia mare a constantei de timp T_m arătată mai sus cuplul echivalent M_e rămîne practic constant şi egal cu M_{rm} .

7. Expresia (17) este deci valabilă cu aproximaţie bună pentru diagrame de încărcare uniforme (fig. 2). Pe de altă parte metoda indicată de

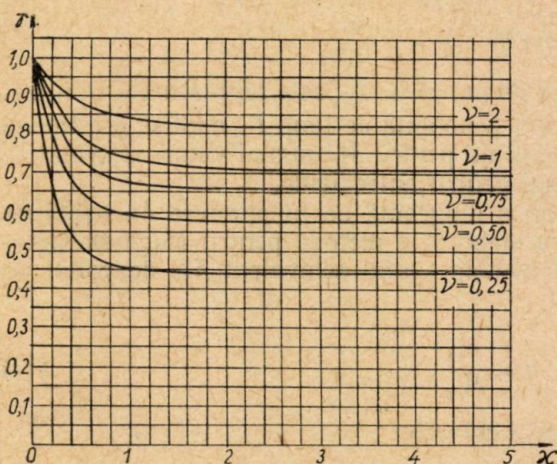


Fig. 3. Curbe pentru determinarea cuplului echivalent.

Popov şi descrisă la punctul 6 a permite echivalarea acestor diagrame cu cele avînd vîrfurile inegale de încărcare (fig. 1). Ținînd seama de aceste constatări se propune aplicarea expresiei (17) şi în cazul diagramelor cu vîrfuri inegale de încărcare, procedînd la alegerea constantei de timp T_m în felul următor :

— se calculează timpul mediu t_{0f} din relaţia (11).

— în baza limitelor din expresia (17) se aleg valorile lui T_m ţinînd seamă că la $T_m = \infty$ avem $M_N = M_{rm}$ iar la $T_m = 0$ se alege $M_N = M_{re}$ sau $M_N = M_{rm} \cdot \lambda_x$.

În cele ce urmează se scoate în evidenţă utilitatea metodei propuse prin aplicarea ei la rezolvarea unei probleme propuse în literatură [7].

Pentru acţionarea electrică a unui laminor trio destinat laminării la cald a tablelor din OL 50 se propune alegerea motorului asincron şi a voiajului, ştiînd că diagrama de încărcare $M_r = f(t)$ a instalaţiei are formă din fig. 4.

Aplicînd relaţiile (2) şi (3) rezultă cuplul mediu echivalent M_{re} şi cuplul mediu M_{rm} :

$$M_{re} = 2\,600 \text{ kgfm}$$

$$M_{rm} = 1\,360 \text{ kgfm.}$$

Durata medie a pauzelor de încărcare se obţine din expresia (11).

$$t_{0f} = 2,488 \text{ s}$$

Pentru determinarea limitelor de variaţie a constantei de timp T_m se aplică relaţia (17) şi rezultă :

$$0 < T_m < 2,488.$$

În vederea evidenţierii mai complete a influenţei pe care o are constanta de timp T_m asupra cuplului echivalent M_e şi asupra momentului de rotaţie GD^2 se consideră următoarele valori pentru T_m :

$$T_m = 1,25; 2,13; 3,87; 4,92; 6,8 \text{ s.}$$

Aceste valori au fost admise din considerente independente de cele expuse în lucrare. Este însă mai comod să se calculeze cu valori reprezentate prin cifre întregi.

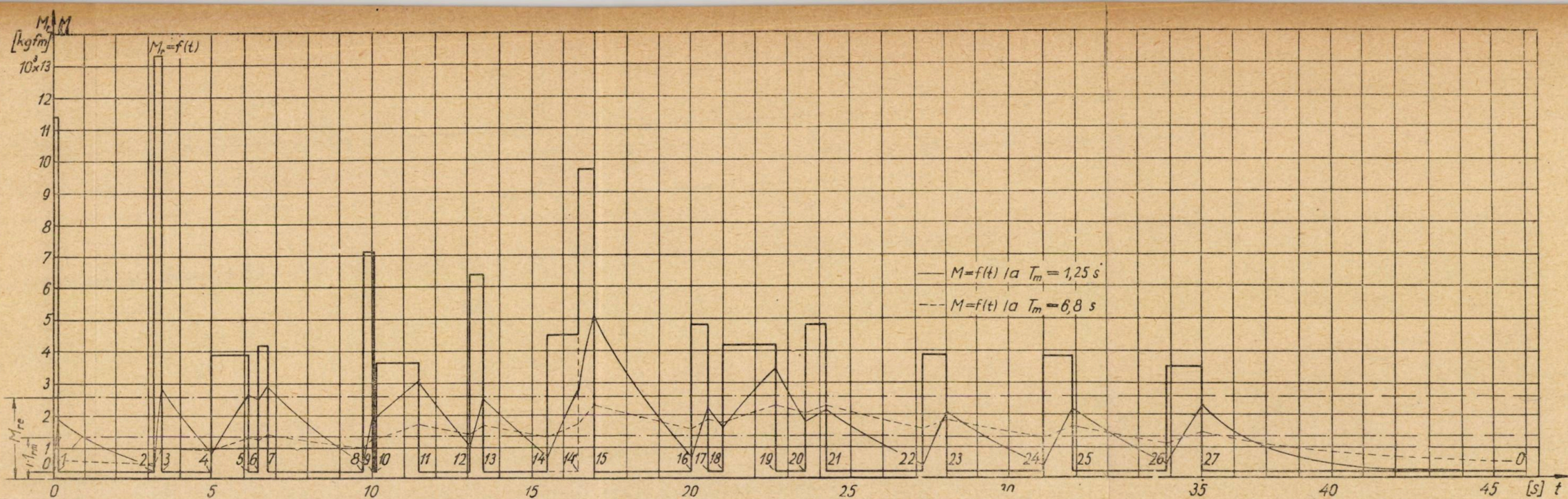


Fig. 4. Diagrama de încărcare a unui laminor de table.

Tabela 1

Punctul	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	14'	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	
M_r kgfm	250	11450	250	13300	250	3715	250	4240	250	7130	250	3675	250	6450	250	4500	9750	250	4870	250	4200	250	4885	250	3915	250	2895	350	3580	
M kgfm	$T_m=1,25$ s	250	1830	302	2900	906	2625	2530	2895	488	2070	1955	2485	871	2450	700	2790	5100	686	2240	1670	3518	1800	2175	424	2045	412	2185	424	2220
	$T_m=3,13$ s	303	950	518	1550	1000	1855	1805	2030	930	1580	1550	2280	1470	2090	1225	2130	3250	1400	1990	1680	2825	2160	2685	1180	1795	840	1615	771	1570
	$T_m=3,87$ s	345	800	504	1300	922	1655	1620	1820	973	1500	1475	2105	1470	1980	1280	2020	2950	1500	1960	1780	2620	2110	2545	1305	1795	962	1575	860	1510
	$T_m=4,92$ s	408	750	522	1200	920	1515	1485	1640	1000	1420	1400	1935	1470	1870	1330	1900	2650	1555	1920	1780	2470	2090	2425	1430	1795	1088	1555	958	1460
	$T_m=6,80$ s	522	600	475	1000	831	1285	1270	1400	990	1280	1270	1695	1395	1690	1320	1750	2320	1590	1860	1760	2290	2030	2295	1570	1845	1280	1595	1114	1440
t_k s	0,2	3	0,26	1,72	1,18	0,1	0,3	3	0,34	0,08	1,32	1,6	0,41	1,99	1	0,5	3	0,58	0,42	1,65	0,93	0,67	3	0,78	3	0,3	3	1,05	10	
M_{ek} kgfm	$T_m=1,25$ s	1140	1190	1800	1990	1830	2570	2720	1830	1360	2010	2230	1750	1760	1590	1850	4000	3160	1530	1960	2650	2690	1990	1400	1325	1320	1400	1408	1420	1340
	$T_m=3,13$ s	743	1080	1285	1440	1830	1920	1520	1615	1570	1930	1890	1790	1680	1700	2710	2370	1650	1830	2260	2505	2430	1985	1530	1350	1250	1220	1190	1000	635
	$T_m=3,87$ s	707	936	1120	1310	1640	1720	1420	1250	1490	1800	1800	1730	1650	1660	2540	2260	1740	1870	2210	2360	2340	1960	1550	1400	1280	1235	1210	985	550
	$T_m=4,92$ s	640	882	1060	1235	1500	1560	1330	1220	1410	1680	1710	1675	1610	1630	2280	2130	1740	1850	2130	2280	2260	1950	1615	1450	1325	1270	1220	980	520
	$T_m=6,80$ s	436	540	750	916	1070	1280	1340	1200	1140	1275	1490	1550	1545	1480	1540	2010	1930	1730	1810	2030	2160	2165	1945	1710	1570	1440	1360	1280	1020

Se calculează pentru cele cinci valori ale lui T_m valoarea cuplului M dezvoltat de motor în punctele 1, 2, 3, ..., 27 din diagrama reprezentată în fig. 4 știind că în punctul 0 avem $M_t = 250$ kgfm. Rezultatele sînt trecute în tabela 1.

Se constată că în toate cazurile cuplul obține valoarea sa maximă în punctul 15.

Înlocuind porțiunile de curbe exponențiale prin drepte se calculează cuplul mediu echivalent M_e pentru fiecare interval de încărcare și de pauză, cu ajutorul expresiei

$$M_{ek} = \sqrt{\frac{M_{tk}^2 + M_{sk}^2 + M_{tk}M_{sk}}{3}} \quad (18)$$

în care M_{tk} și M_{sk} reprezintă [3] valoarea cuplului M la începutul și sfîrșitul unui interval de încărcare sau de pauză.

Valorile astfel obținute sînt trecute de asemenea în tabela 1.

Cuplul echivalent rezultat M_e pentru fiecare din cele cinci cazuri se obține din relația:

$$\sqrt{\frac{\sum M_{ek}^2 t_k}{\sum t_k}} \quad (19)$$

Valorile astfel obținute sînt trecute în tabela 2, împreună cu rapoartele (12) și (6). Se constată că $\lambda_e < 1,7$ numai pentru $T_m = 6,8$ s. În toate celelalte cazuri cuplul nominal al motorului trebuie ales pe baza cuplului maxim și nu pe baza încălzirii. Alegînd $\lambda_x = 1,5$ în toate cazurile rezultă prin relația (9) cuplul nominal M_N trecut în tabela 2.

Tabela 2

T_m s	M_e kgfm	$\frac{M_e}{M_{re}}$	$\lambda_e = \frac{M_{max}}{M_e}$	M_N kgfm	n_0 rot/min	s'_N	s_{max}	GD^2 kgfm ²	P_N kW	$s_m P_N$ kW
1,25	1 830	0,705	2,79	3 400	375	0,08	0,12	53 100	1 255	125,5
3,13	1 590	0,612	2,04	2 160	"	"	"	84 800	800	80
3,87	1 530	0,588	1,93	1 970	"	"	"	95 300	723	72,8
4,92	1 490	0,574	1,78	1 770	"	"	"	109 000	652	65,2
6,8	1 440	0,553	1,61	1 550	"	"	"	132 000	572	57,2

Considerînd aceeași valoare pentru turația sincronă $n_0 = 375$ rot/min, iar pentru alunecarea nominală inițială $s'_N = 0,08$, cu ajutorul relației (4) se poate calcula momentul de girație GD^2 . Admițînd și aceeași turație nominală $n_N = 360$ rot/min rezultă puterea motorului din:

$$P_N = \frac{M_N n_N}{975} \quad (-0)$$

Alunecarea maximă se obține în fiecare caz cu ajutorul relației (10). Prin aplicarea metodei propuse alunecarea maximă devine o mărime ușor

de stăpinit, care nu reclamă verificări ulterioare ca în cazul folosirii metodei vechi de calcul.

8. Pentru o interpretare şi folosire mai comodă a rezultatelor obţinute s-au construit curbele $M_e = f_1(T_m)$, $M_N = f_2(T_m)$, $\lambda_{se} = f_3(T_m)$ şi $GD^2 = f_4(T_m)$ reprezentate în fig. 5. Cu ajutorul lor se pot alege uşor şi alte valori decât cele calculate pentru mărimile M_e , M_N şi GD^2 . De asemenea, ele permit comparaţia tehnică-economică a diferitelor soluţii din întreaga gamă a constantei de timp T_m .

Se constată că forma curbei $M_e = f_1(T_m)$ este foarte asemănătoare cu aceea a curbelor $\gamma = f(x, y)$ din fig. 3.

Se remarcă faptul că în baza valorilor admise constantei de timp T_m rezultă pentru M_e şi M_{max} valori cu ajutorul cărora se poate uşor alege atît motorul cît şi volanul fără a mai fi nevoie de verificarea unor mărimi admise în prealabil.

Curbele din fig. 5 permit alegerea uşoară a soluţiilor celor mai convenabile pentru M_M şi GD^2 şi în afară de valorile calculate. Astfel, dacă se urmăreşte realizarea unor economii de energie electrică atunci se recomandă

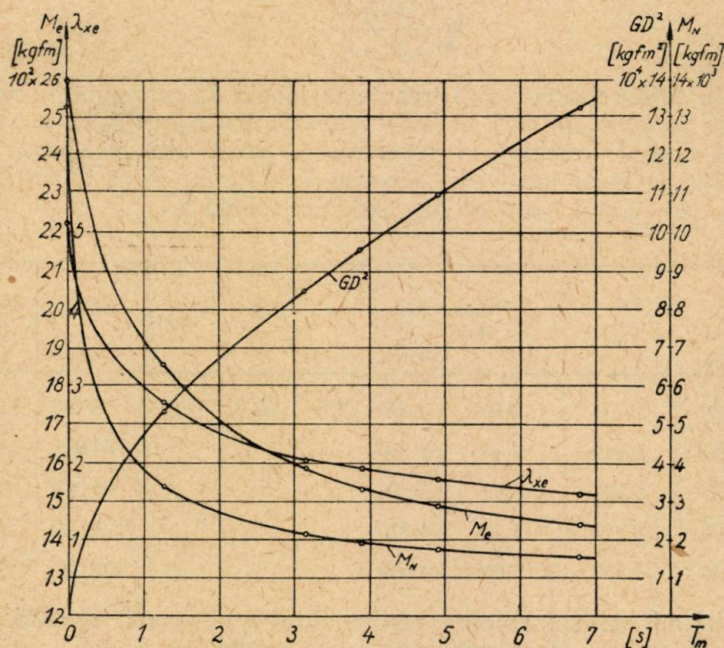


Fig. 5. Curbele $M_e = f_1(T_m)$, $M_N = f_2(T_m)$, $\lambda_{se} = f_3(T_m)$ şi $GD^2 = f_4(T_m)$.

alegerea constantei de timp T_m între valorile 5÷3 s cînd cuplul nominal variază între 1 750 - 2 200 kgfm iar volanul are un moment de giraţie GD^2 cuprins între 83 000 ÷ 110 000 kgfm².

Pentru a cerceta problema şi sub aspectul pierderilor de energie electrică, în ultima coloană din tabela 2 sînt calculate aceste pierderi în ipoteza

că instalația lucrează în fiecare caz la alunecarea medie $s_m = 0,1$ și la puterea medie egală cu puterea nominală. Se constată că pentru o variație a lui T_m de la 5 s la 3 s pierderile cresc în raportul

$$\frac{81-64,5}{64,5} = 0,257$$

iar la descreșterea lui T_m de la 5 s pînă la 1 s are loc o creștere a pierderilor în raportul

$$\frac{141-64,5}{64,5} = 1,19.$$

Dacă constanta de timp descrește de două ori pierderile cresc deci de cca. 4,5 ori.

Trebuie remarcat însă faptul că odată cu mărirea volanului și cu descreșterea pierderilor electrice cresc pierderile mecanice datorite frecărilor.

Este evident că modificînd alunecarea s_N la aceeași valoare a lui T_m și M_V rezultă alte valori pentru GD^2 și se schimbă pierderile de energie electrică.

О РАЗЛИЧНЫХ МЕТОДАХ ВЫБОРА ДВИГАТЕЛЯ И МАХОВИКА ДЛЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРИВОДОВ

(РЕЗЮМЕ)

Работа выявляет пробелы расчетных методов определения мощности электропривода и момента инерции маховика при приводе рабочих машин, создающих момент сопротивления в виде пиков нагрузки.

Для устранения этих пробелов предлагается новый, удобный метод расчета, при котором исключается необходимость повторных расчетов для определения размеров мотора и маховика.

ÜBER DIE WAHL DES ANTRIEBSMOTORS UND DES SCHWUNGRADES IN DEN ELEKTRISCHEN ANTRIEBEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Berechnungsmethoden die gegenwärtig für die Bestimmung der Leistung des Antriebsmotors sowie des Trägheitsmomentes des Schwungrades im Falle des Antriebes von Arbeitsmaschinen, die einen stark veränderlichen Drehmoment herbeiführen, benutzt werden, zeigen gewisse Lücken, die in der vorliegenden Arbeit hervorgehoben werden.

Um diese Lücken zu entfernen wird eine neue, bequemere Berechnungsmethode vorgeschlagen, durch die die gegenwärtige Notwendigkeit des Wiederholens der Rechnungen bei der Berechnung des Antriebsmotors und des Schwungrades aufgehoben wird.

BIBLIOGRAFIE

1. Mikloşi Cornel, *Curs de Utilizările energiei electrice*, Editura Institutului Politehnic Timişoara, 1952.
2. Морозов Д. П., *Основы электропривода*, Госэнергоиздат, Москва, 1949.
3. Попов В. К., *Основы электропривода*, Госэнергоиздат, Москва, 1951.
4. Чиликин М. Г., *Общий курс электропривода. Издание второе*, Государственное энергетическое Издательство, Москва, 1953.
5. Mikloşi V., Consideraţiuni asupra efectului volantului în grupurile motor-generator cu sarcină intermitentă, Buletinul Bazei Academiei R.P.R. Timişoara Nr. 1—2, 1957.
6. Damsker D., *Accionarea electrică*, vol. I, E.E.S., Bucureşti 1955.
7. Braşovan M., Seracin E., Bogoevici N., *Accionări electrice. Probleme şi aplicaţii industriale*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1960.

INFLUENȚA DESCHIDERII CRESTĂTURILOR ASUPRA ARMONICELOR CÎMPULUI DIN ÎNTREFIERUL MAȘINILOR ELECTRICE

DE

B. OPRENDECK

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice
din 28—29 noiembrie 1959.*

1. INTRODUCERE

Literatura existentă a urmărit influența deschiderii crestăturilor asupra armonicelor cîmpului din întrefier aproape numai prin intermediul factorilor de înfășurare, fapt care conduce spre rezultate matematice bune, însă nu permite decît evaluarea tensiunilor induse și a solenației și nu reprezintă fenomenul fizic (nepermițînd urmărirea celorlalte fenomene ca momente parazite, pierderi în fier etc.). Ne propunem să studiem deformarea cîmpului magnetic din întrefier datorită dințării.

2. CONSIDERAȚIUNI DE BAZA

Înfășurarea inductorului determină o solenație rotitoare în întrefier care la o permeabilitate infinită a fierului $\mu_{Fe} = \infty$ conduce la o expresie generalizată de forma :

$$V'_{H\delta} = \sum_{v'=1}^{\infty} \left[\theta v' \sin \left(v' \frac{\pi}{\tau} x \pm \omega t \right) + \theta v' \cos \left(v' \frac{\pi}{\tau} x \pm \omega t \right) \right]. \quad (1)$$

Se vede că alimentarea cu un curent sinusoidal la frecvența $f = \frac{\omega}{2\pi}$ conduce la apariția în întrefier a unei infinități de armonici spațiale, care însă au aceeași variație în timp.

În ipoteza unui inductor nedințat, însă a unui indus dințat și a unui circuit feromagnetic cu permeabilitate finită, în care apare fenomenul de histereză și de saturație, cîmpul magnetic excitat va conține armonici în plus, care acum, în opoziție cu cazul precedent, vor putea avea o altă variație în timp decît fundamentala. Expresia cîmpului magnetic rotitor din întrefier este de forma :

$$B''_{\delta} = \sum_{v=1}^{+\infty} \sum_{i=-\infty}^{i=+\infty} \left[B''_{vi} \sin \left(v \frac{\pi}{\tau} x - i \omega t \right) + B''_{vi} \cos \left(v \frac{\pi}{\tau} x - i \omega t \right) \right]. \quad (2)$$

Această repartiție a lui B_{δ}'' poate fi produsă în cazul unui indus nedințat și cu $\mu_{Fe} = \infty$ de către o solenație θ_{δ}'' de aceeași repartiție. Expresia solenației reale reduse la un indus nedințat (și în ipoteza unui inductor nedințat) rezultă deci :

$$\theta_{\delta}'' = \sum_{v=1}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{+\infty} \left[\theta_{\delta vi} \sin \left(v \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t \right) + \theta_{\delta vi} \cos \left(v \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t \right) \right]. \quad (3)$$

Ținând cont de o eventuală existență a unei dințări a inductorului putem calcula prin intermediul analizei Fourier forma rezultantă a cîmpului magnetic real, care apare din cauza lui θ_{δ}''

$$B_{\delta} = \sum_{\lambda=1}^{\infty} \sum_{v=1}^{\infty} \sum_{i=-\infty}^{+\infty} \left[B_{\lambda vi} \sin \left(\lambda \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t \right) + B_{\lambda vi} \cos \left(\lambda \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t \right) \right] \quad (4)$$

unde $B_{\lambda vi}$ — armonica spațială de ordinul λ care apare în urma existenței armonicii de ordinul v în spațiu și i în timp.

Singura ipoteză simplificatoare introdusă este următoarea : în cazul unei mașini dințate pe ambele părți ale întrefierului se admite că dințarea rotorică nu influențează deschiderea ideală a creștăturii statorice și invers.

Ipoteza este aproape de realitate [3], [12] stînd la baza calculului întrefierului echivalent prin factorul Carter, aplicat separat pentru indus și inductor — procedeu admis și verificat pe deplin de practică.

3. INFLUENȚA DINȚĂRII ASUPRA CÎMPULUI MAGNETIC DIN ÎNTREFIER

3.1. Metodă de calcul

Considerăm o armonică oarecare a solenației rotitoare reduse θ_{δ}'' pe care o presupunem cunoscută :

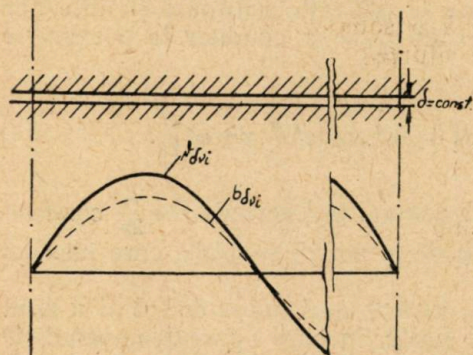


Fig. 1. Alura cîmpului din întrefier la $\delta = \text{const.}$

$$\theta_{\delta vi} = \theta_{\delta vi}'' \sin \left(v \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t \right) \quad (5)$$

unde : $\theta_{\delta vi}''$ — amplitudinea solenației rotitoare reduse avînd ordinul v în spațiu și i în timp.

Remarcăm că nu are importanță dacă considerăm termenul cu sinus sau termenul cu cosinus din cauză că θ_{δ} este reprezentat de ecuația unei unde.

• În cazul unui întrefier constant solenația $\theta_{\delta vi}$ excită o undă a cîmpului magnetic $b_{\delta vi}$ de aceeași formă (fig.1).

În cazul unui întrefier dințat, în raport cu inductorul, cîmpul magnetic nu va mai avea aceeași formă ca și solenația $\theta_{\delta vi}$, ci va prezenta modulări puternice (fig. 2). Unda solenației $\theta_{\delta vi}$ va determina deci, pe lîngă unda fundamentală, o serie de armonici spațiale provocate de dințare.

Forma rezultantă a curbei inducției va fi conform fig. 2 corespunzînd relației :

$$b_{\delta vi} = \mu_0 \frac{\partial \delta vi}{\partial l_x} = \mu_0 \theta''_{\delta vi} \frac{\sin \left(\gamma \frac{\pi}{\tau} x - i \omega t \right)}{\delta l_x} \quad (6)$$

unde : δl_x — lungimea tubului de cîmp situat la distanța x de originea axelor.

Pentru a cuprinde în calcul forma unei inducției din întrefier, vom calcula armonicile ce apar datorită armonicilor v_i și datorită unei dințări cu n dinți pe pasul polar. Conform analizei Fourier va rezulta :

$$\begin{aligned} l_{0vi} &= \frac{1}{2\tau} \int_0^{2\tau} b_{\delta vi} dx \\ b_{\lambda vi} &= {}_1b_{\lambda vi} + {}_2b_{\lambda vi} = {}_1B_{\lambda vi} \sin \lambda \frac{\pi}{\tau} x + {}_2B_{\lambda vi} \cos \lambda \frac{\pi}{\tau} x \\ {}_1B_{\delta vi} &= \frac{1}{\tau} \int_0^{2\tau} b_{\delta vi} \cdot \sin \lambda \frac{\pi}{\tau} x \cdot dx \\ {}_2B_{\lambda vi} &= \frac{1}{\tau} \int_0^{2\tau} b_{\delta vi} \cos \lambda \frac{\pi}{\tau} x \cdot dx. \end{aligned} \quad (7)$$

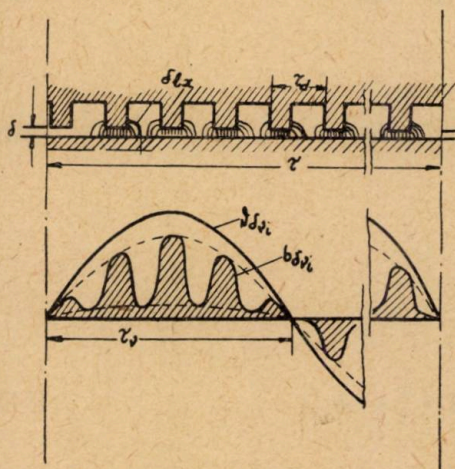


Fig. 2. Deformarea cîmpului de către dințare.

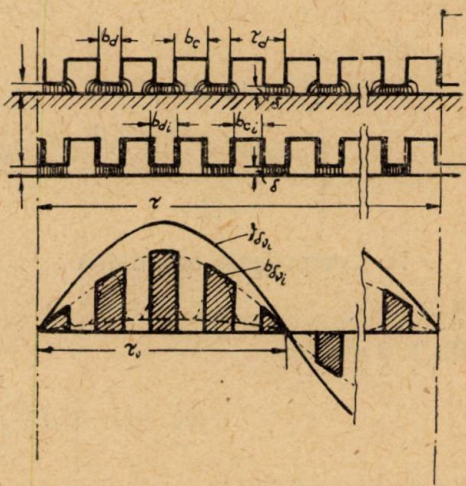


Fig. 3. Alura idealizată a deformării cîmpului de către dințare.

Pentru a calcula coeficienții seriei Fourier trebuie să cunoaștem expresia analitică a curbei care reprezintă forma inducției din întrefier $b_{\delta vi}$. Ca să putem executa calculul coeficienților, vom introduce o ipoteză simplificatoare. Înlocuim dințarea reală cu o dințare ideală în care fluxul pe pasul de dințare τ_d trece prin întrefier numai în dreptul tălpii dintelui, iar în dreptul ancoșelor nu avem linii de cîmp (fig. 3).

În dreptul lăţimii ideale a dinţilor inducţia va fi proporţională cu solenaţia, lungimile liniilor de câmp fiind constante şi egale cu valoarea întrefierului real δ . În dreptul ancoşelor inducţia e nulă.

Această ipoteză, care simplifică foarte mult calculele, introduce erori [9—10], care reduc într-o măsură oarecare exactitatea relaţiilor.

3.2. Mersul calculului

O componentă omopolară nu poate să apară, decît în cazul cînd are posibilitatea să se închidă peste scut, paliere şi ax. Reluctanţa acestui circuit este foarte mare. Liniilor de câmp ale acestui circuit magnetic cu reluctanţă foarte mare le corespunde o linie de câmp echivalentă în aer l_0 , pe care o putem exprima drept un multiplu al întrefierului real,

$$l_0 = k_0 \cdot \delta \quad (8)$$

unde k_0 este un număr foarte mare dependent de construcţia maşinii.

Notînd cu $C_i = \frac{b_{C_i}}{z_d}$ lăţimea specifică a creştăturii (raportată la pasul de dinţare).

şi ţinînd cont că conform relaţiilor (7)

$$b_{\lambda vi} = {}_1 b_{\lambda vi} + {}_2 b_{\lambda vi} \quad (9)$$

rezultă final :

I. Componenta omopolară :

$$\begin{cases} b_{0vi} = + \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi k_0} B''_{vi} \cdot \sin(k\pi C_i + i\omega t) \\ v = 2kn \end{cases} \quad (10)$$

II. Componente alternative :

II.1. $\lambda = v$

II.1.1. $\lambda = v \neq kn$

$$b_{\lambda vi} = (1 - C_i) B''_{vi} \sin\left(v \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t\right) \quad (11)$$

II.1.2. $\lambda = v = kn$

$$\begin{cases} b_{\lambda vi} = (1 - C_i) B''_{vi} \sin\left(v \frac{\pi}{\tau} x - i\omega t\right) + \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} \sin\left(v \frac{\pi}{\tau} x + i\omega t + k\pi C_i\right) B''_{vi} \end{cases} \quad (12)$$

II.2. $\lambda \neq v$

.. $\lambda \neq v = 2kn$

$$\begin{cases} b_{\lambda vi} = \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} \sin\left(\lambda \frac{\pi}{\tau} x + i\omega t + k\pi C_i\right) B''_{vi} \end{cases} \quad (13)$$

$$\begin{aligned}
 \text{II.2.2. } & \begin{cases} \lambda - \nu = \pm 2kn \\ b_{\lambda \nu i} = - \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} \sin\left(\lambda \frac{\pi}{\tau} - i\omega t \pm k\pi C_i\right) B''_{\nu i} \end{cases} \\
 \text{II.2.3. } & \begin{cases} \lambda \pm \nu \neq \pm 2nk \\ b_{\lambda \nu i} = 0. \end{cases}
 \end{aligned} \quad (14)$$

4. FACTORUL DE AMPLIFICARE PRIN REZONANȚĂ $R_{\lambda \nu}$

Definim drept factor de amplificare prin rezonanță $R_{\lambda \nu}$, raportul dintre amplitudinea fluxului $\Phi_{\lambda \nu i} = \frac{2}{\pi} B_{\delta \nu i} \tau_{\lambda}$ care apare în urma armonicilor de ordinul ν în spațiu și i în timp a solenației rotitoare și amplitudinea $\Phi''_{\nu i} = \frac{2}{\pi} B''_{\delta \nu i} \tau_{\lambda}$ excitată de aceeași armonică spațială a solenației, însă în cazul unui miez nedințat pe partea înfășurării. Expresia factorului de amplificare care caracterizează armonica spațială rezultantă de ordinul λ va fi deci :

$$R_{\lambda \nu} = \left| \frac{\Phi_{\lambda \nu i}}{\Phi''_{\nu i}} \right| = \frac{\frac{2}{\pi} B_{\lambda \nu i} \tau_{\lambda}}{\frac{2}{\pi} B''_{\nu i} \tau_{\nu}} = \frac{B_{\lambda \nu i} \frac{\tau}{\lambda}}{B''_{\nu i} \frac{\tau}{\lambda}} = \frac{\nu}{\lambda} \cdot \frac{B_{\lambda \nu i}}{B''_{\nu i}} \quad (15)$$

și pentru componenta omopolară :

$$R_{0 \nu} = \left| \frac{\Phi_{0 \nu i}}{\Phi''_{\nu i}} \right| = \frac{B_{0 \nu i} \tau_{\lambda}}{\frac{2}{\pi} B''_{\nu i} \tau_{\nu}} = \frac{B_{0 \nu i} \tau}{\frac{2}{\pi} B''_{\nu i} \frac{\tau}{\nu}} = \frac{\pi}{2} \nu \frac{B_{0 \nu i}}{B''_{\nu i}} \quad (16)$$

Trebuie remarcat că nu ne interesează numai factorul de amplificare al unei armonici, ci ne interesează și cuplajul cu o înfășurare de bază de obicei trifazată. Urmărind cuplajul prin intermediul factorilor de înfășurare, trebuie să acordăm o atenție specială armonicilor care au același cuplaj cu înfășurarea ca și fundamentală. În acest sens va fi necesară o cercetare atentă a armonicilor care au $\tau_{\lambda} = \tau$, deci $\lambda = 1$ și acelor care au $\tau_{\lambda} = \frac{\tau}{2nk \pm 1} = \frac{\tau}{2mgk \pm 1}$ adică $\lambda = 2nk \pm 1$

4.1. Calculul factorilor de amplificare

Conform relațiilor (10) — (14) și (15), (16) rezultă :

Pentru componentele omopolare avem :

$$\text{I. } \begin{cases} R_{0 \nu} = \frac{\pi}{2} \nu \frac{B_{0 \nu i}}{B''_{\nu i}} = \frac{\pi}{2} \nu \frac{1}{B''_{\nu i}} \cdot \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi k_0} = \frac{n}{k_0} \sin(k\pi C_i) \\ \nu = 2kn \end{cases} \quad (17)$$

Pentru componentele alternative :

$$\text{II.1. } \lambda = \nu$$

$$\text{II.1.1. } \lambda = \nu \neq kn.$$

$$R_{\lambda\nu} = \left| \frac{\nu}{\lambda} \frac{B_{\lambda\nu i}}{B''_{\nu i}} \right| = \frac{\nu}{\nu} \frac{1}{B''_{\nu i}} (1 - C_i) B''_{\nu i} = 1 - C_i \quad \text{componenta directă}$$

$$\text{II.1.2.1. } \lambda = \nu = kn$$

$$R_{\lambda\nu} = \left| \frac{\nu}{\lambda} \frac{B_{\lambda\nu i}}{B''_{\nu i}} \right| = \frac{\nu}{\nu} \frac{1}{B''_{\nu i}} \cdot (1 - C_i) B''_{\nu i} = 1 - C_i \quad \text{pentru compo-} \quad (19)$$

nenta directă

$$\text{II.1.2.2 } \nu = \nu = kn$$

$$R_{\lambda\nu} = \left| \frac{\nu}{\lambda} \frac{B_{\lambda\nu i}}{B''_{\nu i}} \right| = \frac{\nu}{\nu} \frac{B''_{\nu i}}{B''_{\nu i}} \cdot \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} = \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} \quad \text{pentru compo-} \quad (20)$$

nenta inversă

$$\text{II.2. } \lambda \neq \nu$$

$$\text{II.2.1. } \left\{ \begin{array}{l} \lambda + \nu = 2kn \\ R_{\lambda\nu} = \left| \frac{\nu}{\lambda} \frac{B_{\lambda\nu i}}{B''_{\nu i}} \right| = \frac{\nu}{2kn - \nu} \cdot \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} = \frac{2kn - \lambda}{\lambda} \cdot \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} \end{array} \right. \quad (21)$$

$$\text{II.2.2. } \left\{ \begin{array}{l} \lambda - \nu = \pm 2kn \quad \text{componenta inversă} \\ R_{\lambda\nu} = \left| \frac{\nu}{\lambda} \frac{B_{\lambda\nu i}}{B''_{\nu i}} \right| = \frac{\nu}{\nu \pm 2kn} \cdot \frac{\sin(k\pi C_i)}{k\pi} = \frac{\lambda \pm 2kn}{\lambda} \cdot \frac{\sin(k\pi)}{k\pi} \end{array} \right. \quad (22)$$

$$\text{II.2.3. } \left\{ \begin{array}{l} \lambda \pm \nu \neq 2kn \\ R_{\lambda\nu} = 0. \end{array} \right.$$

4.2. Discuția rezultatelor

Plecînd de la o armonică spațială de ordinul ν a curbei solenației unei mașini electrice, în urma dințării apar următoarele fenomene :

4.2.1. Cercetînd armonica de același ordin ν , adică $\lambda = \nu$ se observă că dințarea produce o reducere (factor de amplificare subunitar), dependentă de deschiderea relativă a creștăturii C_i .

În cazul cînd $\lambda = \nu = 2kn$ apare posibilitatea existenței unor componente omopolare, care însă sînt foarte atenuate din cauza reluctanței mari a liniilor de cîmp care se închid peste scuturi și arbore și din cauza blindării lor prin curenții turbionari din părțile masive ale circuitului. Nefiind cuplate cu înfășurările de bază și avînd factorul de amplificare mic $R_{0\nu i} = \frac{n}{k_0} (k_0 \gg n)$

ele se pot manifesta doar prin pierderi în fier suplimentare și prin curenți în paliere.

4.2.1.1. Dacă mașina conține armonici de ordinul unui multiplu de dinți pe pas polar, adică $\lambda = \nu = kn$, atunci pe lângă micșorarea armonicii ν apare o deformare a cîmpului apărînd și o componentă $\lambda = \nu$ inversă.

4.2.1.2. În concluzie se observă că atît timp cît ne referim la aceeași armonică spațială $\lambda = \nu$, factorii de amplificare sînt subunitari $R_{\lambda\nu} < 1$ și deci produc o micșorare a armonicelor, micșorînd însă în același raport și fundamentală.

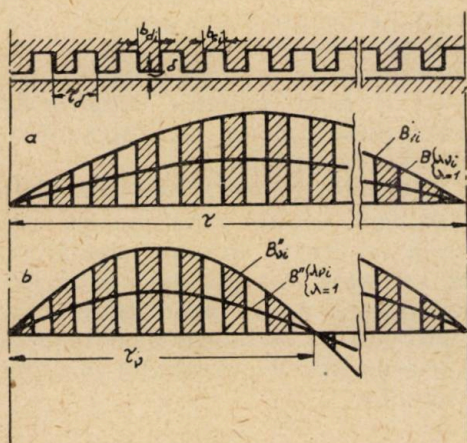


Fig. 4. Influența dințării cînd ordinul armonicilor este mic.

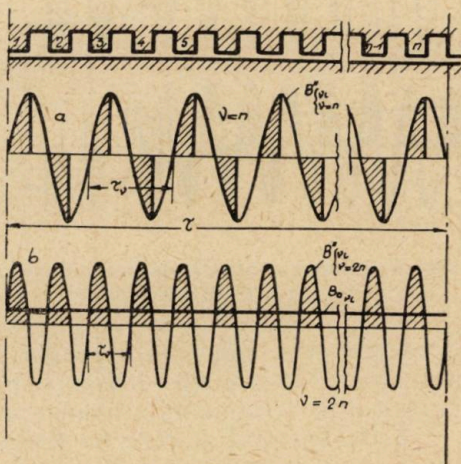


Fig. 5. Influența dințării față de armonici de ordinul $\nu = n$ și $\nu = 2n$.

4.2.2. În cazul cînd ne referim la armonici introduse de dințare $\lambda \neq \nu$, factorii $R_{\lambda\nu}$ pot fi mai mari decît unitatea.

Se observă că fenomenul de amplificare prin redresare apare ca factor foarte important pentru armonici de ordinul

$$\lambda = \pm 2kn + \nu$$

$$\nu = \pm 2kn + \lambda \quad \text{unde } \lambda > 0 \text{ și } \nu > 0.$$

Factorii de amplificare maximi sînt :

$$R_{\lambda\nu \max} = \frac{1}{\pi} \left(\pm \frac{2n}{\lambda} \pm \frac{1}{k} \right)$$

$$\lambda \neq \nu = \pm 2kn.$$

Se observă că maximum de amplificare apare tocmai pentru cazul cînd în solenația redusă există armonici spațiale de ordinul $\nu = 2kn \pm 1$ și $\lambda = 1$ deci $\tau_{\lambda} = \tau$ — adică dințarea introduce armonici al căror pas polar coincide cu cel al fundamentalei, avînd astfel un cuplaj foarte strîns cu înfășurările de lucru ale mașinii.

Cazul cel mai periculos îl reprezintă armonicile de ordinul cel mai mic, deci cu $k=1$. Astfel rezultă :

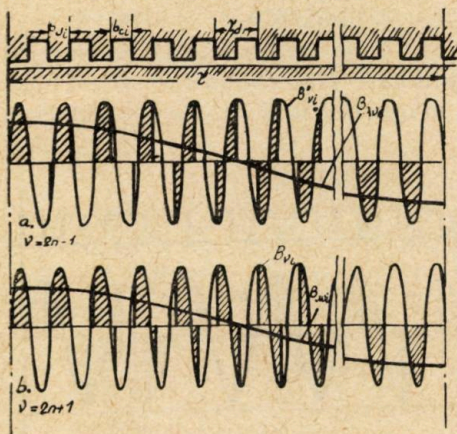


Fig. 6. Influența dințării asupra armonicilor de ordinul $v=2n\pm 1$.

ce rezultă prin aplicarea separată a factorului de înclinare clasic pentru armonica v a solenației reduse și pentru armonica λ ce rezultă în urma dințării prin deformarea armoniciei de ordinul v .

Astfel factorul de corecție devine :

$$k_{ic\lambda v} = \frac{\sin\left(\frac{\lambda}{n} \cdot \frac{C}{\tau_d} \cdot \frac{\pi}{2}\right) \sin\left(\frac{v}{n} \cdot \frac{C}{\tau_d} \cdot \frac{\pi}{2}\right)}{\lambda \cdot v \left(\frac{C}{n\tau_d} \cdot \frac{\pi}{2}\right)^2}$$

unde τ — pasul polar al fundamentalei

C — înclinarea creștăturii măsurată la periferie.

De aici rezultă astfel și metoda cea mai eficientă pentru reducerea armonicilor de dinți.

4.3. Factorii de amplificare raportați

Pentru a urmări influența lățimii ideale a deschiderii creștăturii raportăm coeficientul de amplificare la o deschidere oarecare C_i a creștăturii, la factorul de amplificare maxim (față de C_i).

Factorul de amplificare raportat va avea expresia :

$$r_{\lambda v} = \frac{R_{\lambda v}}{R_{\lambda v \max}} \quad (23)$$

I — pentru componentele omopolare :

$$\begin{cases} r_{0v} = \sin k\pi C_i \\ v = 2kn \end{cases} \quad (24)$$

$$\begin{cases} R_{\max} = \frac{1}{\pi} (2n \pm 1) \\ v = 2n \pm 1 \\ \lambda = 1 \end{cases}$$

Prin urmare dacă în componența solenației reduse există armonici spațiale de ordinul $v=2kn\pm 1$, ele vor extinde pasul lor τ_v la cel al fundamentalei τ , fiind puternic amplificate avînd același cuplaj cu înfășurarea ca și fundamentala.

Trebuie remarcat că calculele corespund cazului cînd mașina are creștături drepte. În cazul creștăturilor înclinate factorul de amplificare va fi afectat de un factor de corecție,

II — pentru componentele alternative :

II.1. Cazul $\lambda = \nu$

$$\begin{cases} \lambda = \nu \\ r_{\lambda\nu} = 1 - C_i \end{cases} \text{ — pentru componente directe.} \quad (25)$$

$$\text{II.1.1. } \begin{cases} \lambda = \nu = kn \\ r_{\lambda\nu} = \sin k\pi C_i \end{cases} \text{ — pentru componente inverse.} \quad (26)$$

Cazul $\lambda \neq \nu$

$$\text{II.2. } \begin{cases} \lambda \pm \nu = \pm 2kn \\ r_{\lambda\nu} = \sin k\pi C_i \end{cases} \quad (27)$$

$$\text{III.3. } \begin{cases} \lambda \pm \nu \neq 2kn \\ \lambda \neq \nu \\ r_{\lambda\nu} = 0 \end{cases} \quad (28)$$

Se observă că amplificarea depinde de lățimea ideală a deschiderii creștăturii sau linear $(1 - C_i)$ sau sinusoidal $(\sin k\pi C_i)$.

5. DEPENDENȚA ÎNTRE LĂȚIMEA REALĂ ȘI LĂȚIMEA IDEALĂ A DESCHIDERII CRESTATURII

Calculul exact se poate face prin metoda reprezentărilor conforme, grafic, prin metoda tuburilor de cîmp, sau experimental cu ajutorul băii electrolitice.

Admitem următoarele ipoteze în continuare :

— în dreptul întrefierului cîmpul este plan paralel și deci lungimea tubului elementar este δ .

— la distanța x de peretele creștăturii tubul elementar are o alură circulară, deci lungimea unui tub de cîmp este de

$$\delta + \frac{\pi}{2} x.$$

În acest caz rezultă lățimea ideală a deschiderii creștăturii din :

$$b_{ci} = b_c - \frac{\Phi_c}{B_\delta} \quad (29)$$

unde

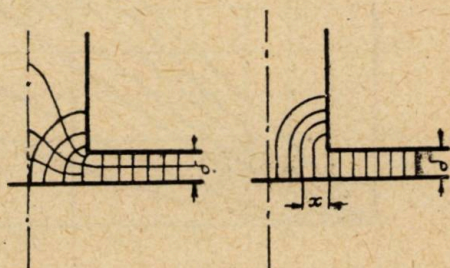


Fig. 7. Repartizarea reală și idealizată a cîmpului din creștătură.

$$\Phi_c = 2\mu_0 \theta \int_0^{\frac{b_c}{2}} \frac{1}{\delta + \frac{\pi}{2} x} dx = \frac{4}{\pi} \mu_0 \theta \ln \left(1 + \frac{\pi}{4} \cdot \frac{b_c}{\delta} \right) \quad (30)$$

$$B_\delta = \mu_0 \frac{\theta}{\delta} \quad (31)$$

deci

$$b_{c1} = b_c \left[1 - \frac{4}{\pi} \frac{\delta}{b_c} \ln \left(1 + \frac{\pi}{4} \frac{b_c}{\delta} \right) \right] \quad (32)$$

Lăţimea relativă a deschiderii creştăturii rezultă din :

$$C_i = \frac{b_{c1}}{\tau_d} = \frac{b_c}{\tau_d} \left[1 - \frac{4}{\pi} \frac{\delta}{b_c} \ln \left(1 + \frac{\pi}{4} \cdot \frac{b_c}{\delta} \right) \right] \quad (33)$$

Funcţia $C_i = f\left(\frac{b_c}{\tau_d}\right)$ este reprezentată în fig. 8 unde parametrului $\frac{\delta}{\tau_d}$ i s-a dat valori cuprinse între 0,001 şi 0,5.

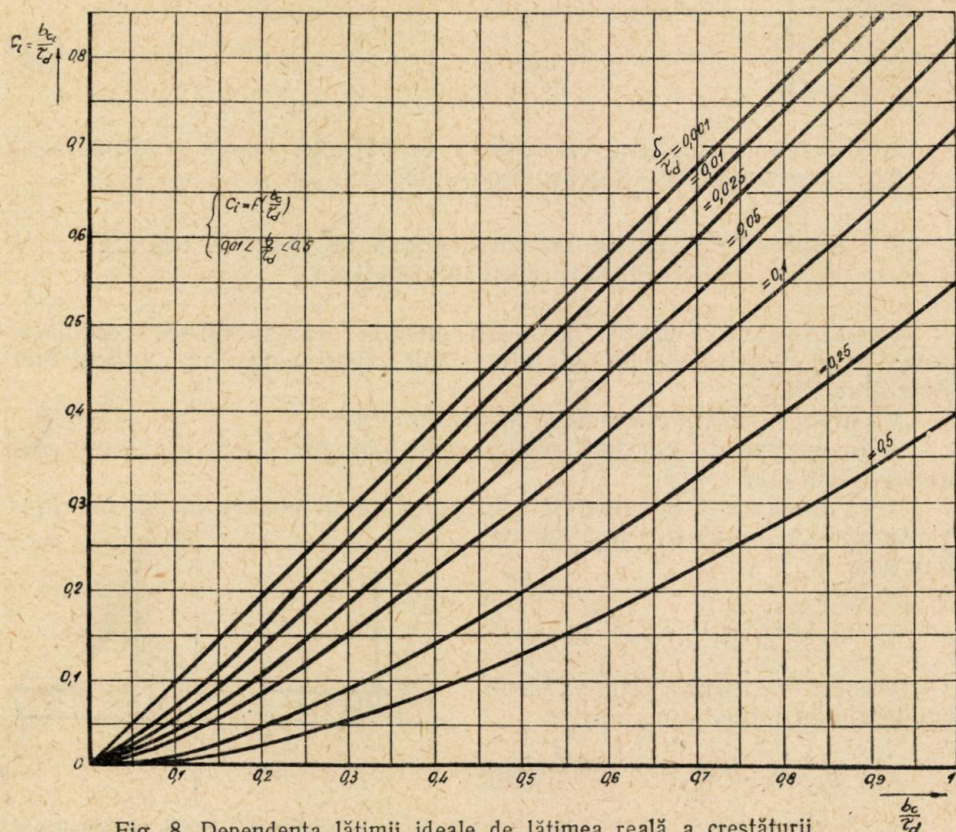


Fig. 8. Dependenţa lăţimii ideale de lăţimea reală a creştăturii.

6. DEPENDENŢA ÎNTRE FACTORII DE AMPLIFICARE RAPORTAŢI AI ARMONICELOR DE DINŢI ŞI LĂŢIMEA REALĂ RELATIVĂ A CRESTĂTURII

Conform relaţiilor (23) — (28) şi (33) factorii relativi de amplificare devin :

$$r_{\lambda v} = 1 - C_i = 1 - \frac{b_c}{\tau_d} \left[1 - \frac{4}{\pi} \frac{\delta}{b_c} \ln \left(1 + \frac{\pi}{4} \frac{b_c}{\delta} \right) \right] \quad (34)$$

$$r_{\lambda\nu} = \sin k\pi C_i = \sin \left\{ k\pi \frac{b_c}{\tau_d} \left[1 - \frac{4}{\pi} \frac{\delta}{b_c} \ln \left(1 + \frac{\pi}{4} \frac{b_c}{\delta} \right) \right] \right\} \quad (35)$$

Dependența $r_{\lambda\nu} = f\left(\frac{b_c}{\tau_d}\right)$ este reprezentată în fig. 9 unde pentru simplificare am admis $k=1$.

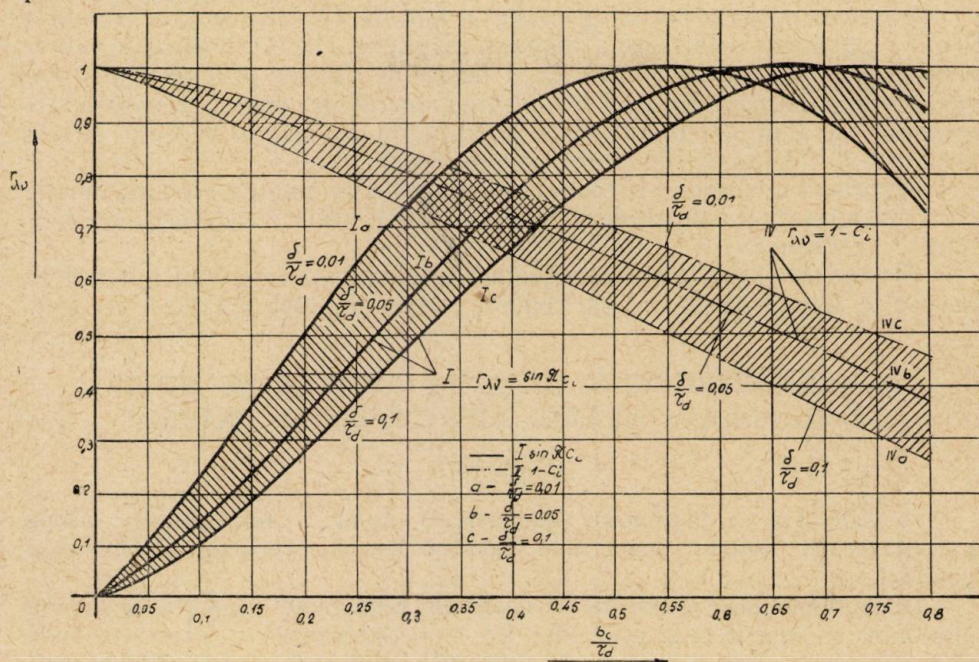


Fig. 9. Factorii de amplificare relativi în funcție de deschiderea reală a creștăturii.

În diagrama din fig. 9 sînt reprezentate cu

I ——— linia plină variația $\sin \pi C_i = f\left(\frac{b_c}{\tau_d}\right)$

II — · · — linie întreruptă pentru $1 - C_i = f\left(\frac{b_c}{\tau_d}\right)$.

6.1. Analiza rezultatelor

Din analiza factorilor de amplificare raportați în funcție de lățimea deschiderii creștăturilor rezultă că :

— cazul cel mai dezavantajos — adică introducerea și amplificarea maximă a armonicelor — are loc cînd b_c/τ_d este cuprins între limitele $0.4 < b_c/\tau_d < 0.8$. Deci în practică se recomandă să se evite pe cît posibil $b_c/\tau_d > 0.4$.

— micșorarea lui b_c/τ_d sub 0,15 nu mai apare pe deplin justificabilă, deoarece micșorării mai puțin accentuate a armonicelor i se opune o creștere pronunțată a dispersiei.

— se pare că cazul optim îl reprezintă o deschidere a ancoșei cuprinsă între limitele $0,15 < b_c/\tau_d < 0,3$ cînd armonicile introduse au $(0,23-0,5)$ din valoarea lor maximă.

7. CONCLUZII

Dințarea miezului feromagnetic al mașinilor electrice se face resimțită printr-o puternică deformare a cîmpului magnetic. Dacă în solenația redusă a mașinii există armonici spațiale ν , legate de dințare prin relația $\lambda \pm \nu = \pm 2kn$ în acest caz printr-un fenomen de amplificare prin redresare aceste armonici își alungesc pasul la τ/λ menținîndu-și variația în timp. Aceste armonici sînt denumite de obicei armonicile de „dinți”.

Deformarea cîmpului precum și fenomenele de amplificare sînt funcție de lățimea relativă a deschiderii creștăturii de întrefierul relativ și de înclinarea creștăturilor.

Dependența între mărimea armonicelor și lățimea relativă a deschiderii ancoșelor determină un criteriu concret pentru alegerea optimă a acesteia.

ВЛИЯНИЕ ШИРИНЫ ПАЗА НА ГАРМОНИКИ ПОЛЯ В ВОЗДУШНОМ ЗАЗОРЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

(РЕЗЮМЕ)

Исследуется деформация магнитного поля в воздушном зазоре электрических машин вследствие зазубренности ферромагнитного сердечника.

Представленные формулы и графики позволяют оценить величину гармоник и определить усиление их в зависимости от относительной ширины пазы. Определяется конкретный критерий для оптимального выбора ширины пазы.

DER EINFLUSS DER NUTENÖFFNUNG AUF DIE LUFTSPALTFELD- HARMONISCHEN DER ELEKTRISCHEN MASCHINEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

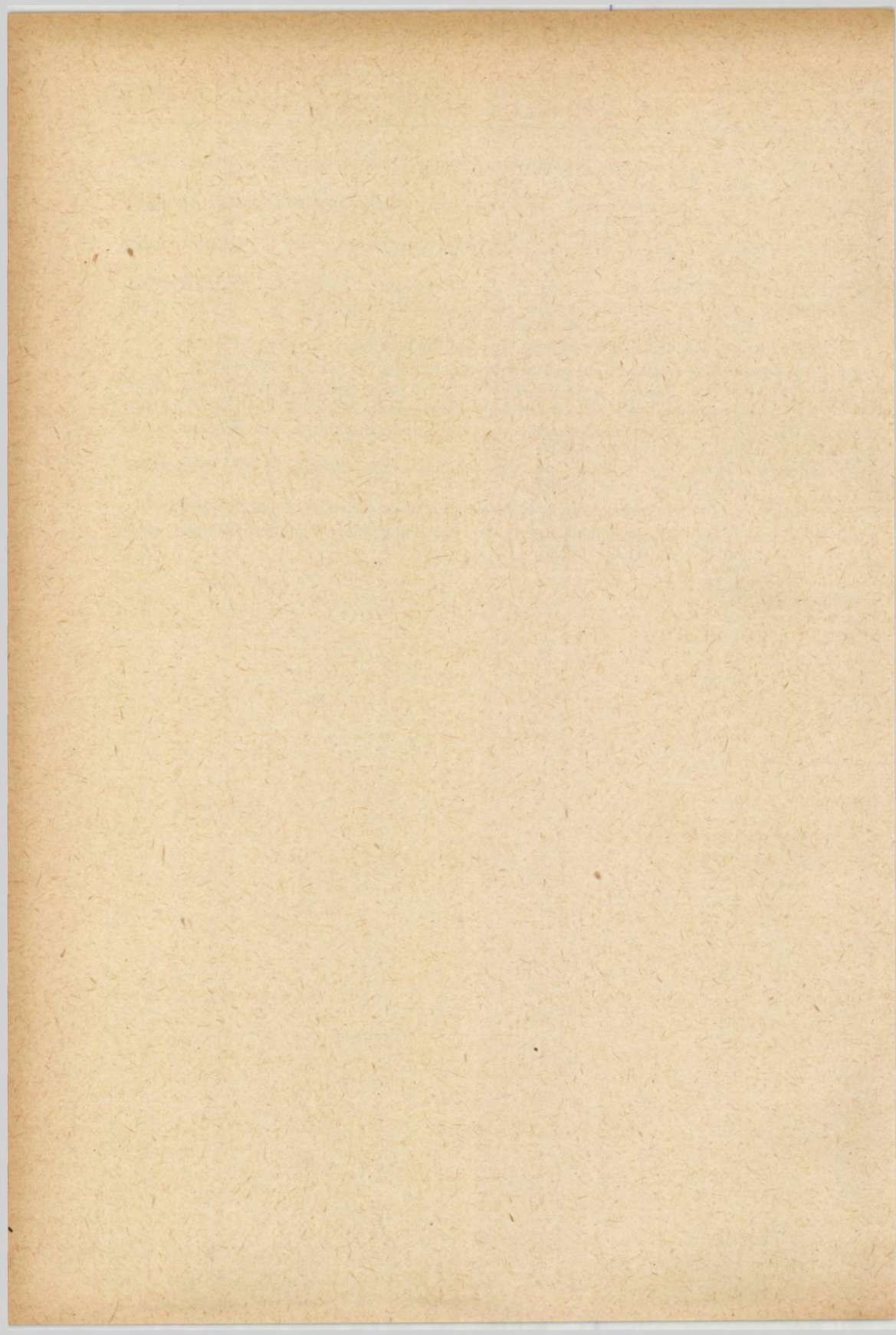
Es wird die durch die Nutung bedingte Feldverzerrung der elektrischen Maschinen untersucht.

Die vorgezeigten Formeln und Diagramme erlauben das Berechnen der Harmonischen und deren Verstärkung in Bezug auf die relative Nutenöffnung. Es wird ein konkretes Kriterium für die Wahl einer optimalen Nutenöffnung gegeben.

BIBLIOGRAFIE

1. L. M. Piotrovski, *Mașini electrice*. Traducere din limba rusă. Editura energetică de stat, București, 1953.
2. R. Richter, *Elektrische Maschinen*, vol. IV. Verlag Birkhäuser, Basel, 1954.

3. — *Lehrbuch der Wicklungen elektrischer Maschinen*, Verlag Braun, Karlsruhe, 1952.
4. — *Ankerwicklungen für Gleich- und Wechselstrommaschinen*. Springer-Verlag, Wien, 1922.
5. H. Sequenz, *Die Wicklungen elektrischer Maschinen*, vol. I, Springer-Verlag, Wien, 1950.
6. Th. Bödenfeld, H. Sequenz, *Elektrische Maschinen*, Springer-Verlag.
7. R. Rüdenberg, Der Einfluss der Zähne und Nuten auf die Wirkungsweise der Dynamoanker. E. u. M. 25.595 (1907).
8. R. Richter, Die Bruchlochwicklung und ihr Entwurf. A. f. E. 8.214 (1919).
9. F. Heller, Das Luftspaltfeld in Asynchronmaschinen. A. f. E. 28.455 (1934).
10. K. Künzl, Die höheren Harmonischen in der Leerlaufspannungskurve von Drehstromgeneratoren bei offenen und geschlossenen Nuten. E. u. M. 58.497 (1940).
11. F. Punga, Die Nutenharmonischen von Drehstromgeneratoren mit Bruchlochwicklung. E.T.Z. 52.1301 (1931).
12. W. Schilling, Der Einfluss der Nuten auf die Spannungskurve von Drehstromgeneratoren. A. f. E. 20.1928.
13. E. Weber, Der Nutungsfaktor in elektrischen Maschinen. E. T. Z. 49.858 (1928).
14. A. Mandl, Die Nutenharmonischen in der Spannungskurve von Drehstromgeneratoren. E. u. M. 44.325 (1926).



CONTRIBUȚIE LA PROBLEMA PORNIRII MOTOARELOR ASINCRONE CU INELE PRIN AMPLIFICATOARE MAGNETICE

DE

BRAȘOVAN M. și VĂZDĂUȚEANU VL.

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
28—29 noiembrie 1959.*

1. Aplicarea amplificatoarelor magnetice pentru comanda automată a motoarelor asincrone folosite la acționarea diverselor mașini de lucru și mecanisme capătă în ultimul timp o importanță din ce în ce mai mare. Astfel, la Conferința Unională din U.R.S.S. la care s-a dezbătut automatizarea acționărilor electrice prin motoare de curent alternativ s-a adus în anul 1955 o importanță hotărâre cu privire la perspectivele dezvoltării acționărilor electrice prin amplificatoare magnetice.

Acționările electrice cu comandă prin amplificatoare magnetice sînt simple și sigure în funcționare și permit modificarea continuă a turației motoarelor asincrone în limite largi. În schimb, în cazul funcționării de lungă durată la turații micșorate au randament redus, iar evacuarea căldurii datorite pierderilor în amplificatoarele magnetice se realizează în condiții grele.

În literatura de specialitate [1], [4] se indică o serie de exemple concrete cu privire la aplicarea cu succes a comenzii acționărilor electrice din diferite ramuri industriale prin amplificatoare magnetice. De asemenea, se arată [2] scheme pentru pornirea motoarelor asincrone cu inele cu ajutorul bobinelor legate în serie sau în paralel cu reostatul rotoric, indicîndu-se caracteristicile mecanice calculate pentru diverse valori ale reactanței bobinelor.

Cilikin M. G. [3] indică schema de principiu folosită la pornirea automată a motoarelor asincrone cu inele prin legarea în paralel a amplificatoarelor magnetice cu reostatul de pornire. Autorul nu indică concluziile privind deosebirea ce rezultă în forma caracteristicilor mecanice cînd se folosește amplificator magnetic în loc de bobină.

În cele ce urmează se arată rezultatele cercetărilor obținute în laboratorul de Utilizările energiei electrice de la Facultatea de Electrotehnică din Timișoara cu privire la folosirea amplificatoarelor magnetice pentru pornirea motoarelor asincrone cu inele, în comparație cu aplicarea bobinelor în același scop.

2. Calculele și măsurătorile experimentale s-au executat pentru schemele de principiu reprezentate în fig. 1, în care s-au folosit următoarele notații :

M — motor asincron trifazat cu inele ;

G_t — generator tahometric ;

R_0 — rezistența reostatului de pornire ;

X_A — reactanța amplificatoarelor magnetice.

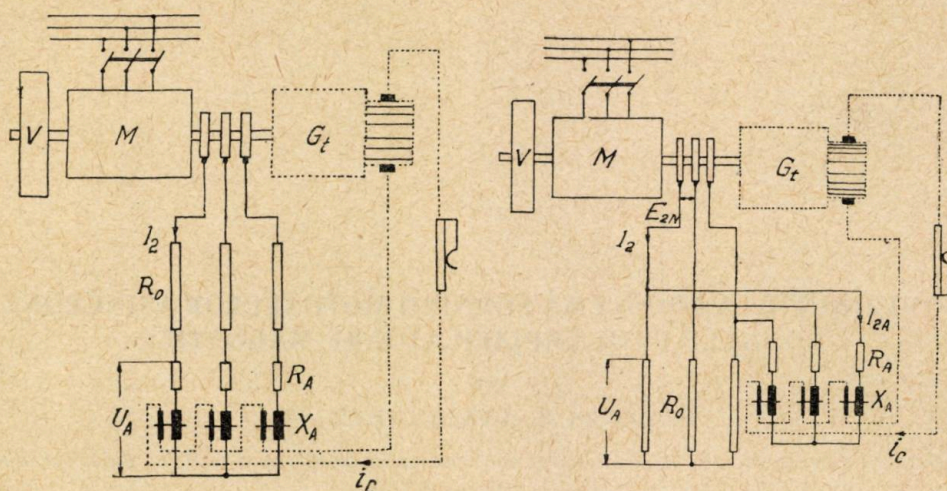


Fig. 1. Schemele de principiu pentru pornirea motoarelor asincrone cu inele prin amplificatoare magnetice :

a – Amplificatoarele magnetice sînt legate în serie cu rezistenţa R_0 ; b – amplificatoarele magnetice sînt legate în paralel cu rezistenţa R_0 .

Partea din figură trasată cu linie punctată se referă la cazul pornirii prin amplificatoare magnetice. Schema de legătură a celor trei amplificatoare este arătată în fig. 2.

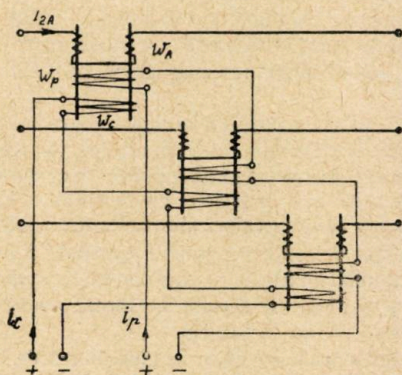


Fig. 2. Schema de legături ale amplificatoarelor magnetice.

Trebuie arătat faptul că în timp ce caracteristicile calculate reprezintă cuplul electromagnetic M dezvoltat de motor, curbele obţinute pe cale experimentală

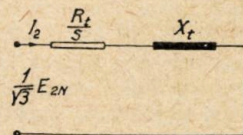


Fig. 3. Schema echivalentă a rotorului motorului asincron cu inele colectoare.

arată variaţia cuplului de inerţie M_j . Notînd prin M_r cuplul static rezistent avem :

$$M = M_j + M_r = \frac{GD^2}{375} \cdot \frac{dn}{dt} + M_r. \quad (1)$$

3. La calcularea caracteristicilor mecanice $M=f(s)$ s-a folosit schema echivalentă a rotorului din fig. 3 de la motorul asincron.

Corespunzător legăturii din fig. 1 *a* avem :

$$\begin{aligned} R_t &= R_0 + R_2 + R_A \\ X_t &= X_2 + X_A. \end{aligned} \quad (2)$$

Pentru schema din fig. 1 *b* rezultă :

$$\begin{aligned} R_t &= R_2 + R_e \\ X_t &= X_2 + X_e \end{aligned} \quad (3)$$

în care :

$$R_e = \frac{R_A (R_0 + R_A) + s^2 X_A^2}{(R_0 + R_A)^2 + s^2 X_A^2} R_0 \quad \text{și} \quad X_e = \frac{R_0^2 X_A}{(R_0 + R_A)^2 + s^2 X_A^2} \quad (4)$$

reprezintă rezistența și reactanța circuitului echivalent format prin legarea în paralel a amplificatorului și reostatului cu rezistența R_0 .

Cu aceste notații se obține curentul din rotor :

$$I_2 = \frac{\frac{1}{\sqrt{3}} E_{2N}}{\sqrt{\left(\frac{R_t}{s}\right)^2 + X_t^2}} \quad (5)$$

și cuplul electromagnetic :

$$M = \frac{3 \cdot 60}{3,91 \cdot 2\pi n_1} \cdot I_2^2 \frac{R_t}{s} = \frac{2,92}{n_1} I_2^2 \frac{R_t}{s} \quad (6)$$

în care $n_1 = 1500$ rot/min este turația sincronă a motorului.

Ținând seama că pornirea motorului este un fenomen tranzitoriu, iar elementele circuitului sînt nelineare, la calculul caracteristicilor mecanice, trasate în figurile 5 *a* și 5 *c*, s-a folosit calculul analitic combinat cu cel grafic. În acest scop s-au determinat pe cale experimentală caracteristicile $U_A = f(I_{2A}, i_c)$ ale amplificatoarelor magnetice, reprezentate în fig. 4. Elementele din expresiile (2) și (3) ale lui R_t și X_t sînt în așa fel alese ca la alunecarea $s=1$ să rezulte cu ajutorul relațiilor (5) și (6) anumite valori potrivite pentru I_2 și M . Valorile lui R_A și X_A determină conform notațiilor din fig. 1 *a* și 1 *b* tensiunea U_A și curentul I_{2A} . Acestei perechi de valori îi corespunde în fig. 4 un punct bine determinat, spre exemplu *A*. În acest moment $i_c = 0$, iar premagnetizarea corespunzătoare punctului *A* se poate realiza cu o înfășurare de premagnetizare (care nu este reprezentată în figura 1) alimentată de la o sursă independentă prin curentul i_p .

Prin creșterea turației motorului, generatorul tahometric începe să debiteze pe înfășurarea de comandă. Dacă cîmpurile datorite curenților i_p , și i_c sînt de același sens atunci crește saturația miezului de fier al amplificatorului magnetic și se micșorează reactanța X_A . Curentul de comandă variază linear cu turația motorului, iar valoarea sa corespunzătoare turației maxime se poate alege arbitrar. Astfel se cunoaște valoarea acestui curent la orice turație a motorului. Punctul de funcționare a amplificatorului magnetic se

mută deci din A (fig. 4) într-un punct care se găseşte pe o caracteristică la care curentul de comandă are valoarea aleasă, spre exemplu în B .

Punctul B se găseşte la intersecţia acestei caracteristici cu o curbă ale cărei puncte sînt determinate de perechile de valori ale lui U_A şi I_{2A} , care în cazul schemei din fig. 1 a se calculează din relaţiile:

$$U_A = \frac{\sqrt{\left(\frac{R_A}{s}\right)^2 + X_A^2}}{\sqrt{\left(\frac{R_t}{s}\right)^2 + X_t^2}} \cdot \frac{E_{2N}}{\sqrt{3}} \quad (7)$$

$$I_{2A} = I_2 = \frac{U_A}{\sqrt{\left(\frac{R_t}{s}\right)^2 + X_t^2}} \quad (8)$$

Pentru schema din fig. 1 b relaţia (7) se modifică în forma

$$U_A = \frac{E_{2N}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sqrt{\left(\frac{R_e}{s}\right)^2 + X_e^2}}{\sqrt{\left(\frac{R_t}{s}\right)^2 + X_t^2}} \quad (7')$$

În acest caz $I_2 \neq I_{2A}$ şi expresia (8) este valabilă numai pentru I_{2A} . Pentru I_2 se obţine:

$$I_2 = \frac{U_A}{\sqrt{\left(\frac{R_e}{s}\right)^2 + X_e^2}} \quad (8')$$

Se dau reactanţei X_A diferite valori mai mici decît cea corespunzătoare punctului A şi se calculează U_A şi I_{2A} din relaţiile (7) şi (8) respectiv (7') şi (8'). Punctele determinate de U_A şi I_{2A} se reprezintă în fig. 4. Punctului de intersecţie B îi corespund acele valori ale tensiunii U_A şi curentului I_{2A} care stabilesc reactanţa X_A ce se obţine la curentul de comandă ales.

Procedînd în acest fel se determină R_t şi I_2 pentru cîteva valori ale alunecării s , putîndu-se deci trasa caracteristica mecanică $M=f(s)$.

4. Pentru determinarea pe cale experimentală a caracteristicilor $M_j=f(s)$ s-au folosit schemele din fig. 1 cu următoarele maşini şi aparate:

a) *Motorul asincron cu inele*: $P_N=4,5$ kW; $U=380$ V; $I_{1N}=9,2$ A; $n_N=1\,410$ rot/min; $M_N=3,1$ kgfm; $R_1=1,06$ Ω ; $R_2=0,212$ Ω ; $k_e=\frac{w_1}{w_2}=2,61$; $X_1=X_2=2,7$ Ω ; $E_{2N}=128$ V; $I_{2N}=20,9$ A; $\lambda=\frac{M_k}{M_N}=2,07$; $s_k=0,262$; $\cos \varphi'_N=0,88$; $\eta_N=0,843$.

b) *Amplificatoarele magnetice* posedă fiecare două pachete inelare din tablă silicioasă avînd secţiunea $s_A=5,14$ cm² şi lungimea medie $l_A=90$ cm. Fiecare pachet poartă $w_A=136$ spire avînd secţiunea $s=10$ mm² şi rezis-

tența $R_A = 0,166 \Omega$ la 20°C . Înfășurarea comună a celor două pachete de oțel constă din cinci bobine de câte $w_c = 288$ spire cu secțiunea de $s_c = 5 \text{ mm}^2$. Rezistența totală a primelor trei înfășurări legate în serie la temperatura de 20°C este $R_c = 0,715 \Omega$, iar a ultimelor două legate de asemenea în serie $R_p = 0,596 \Omega$.

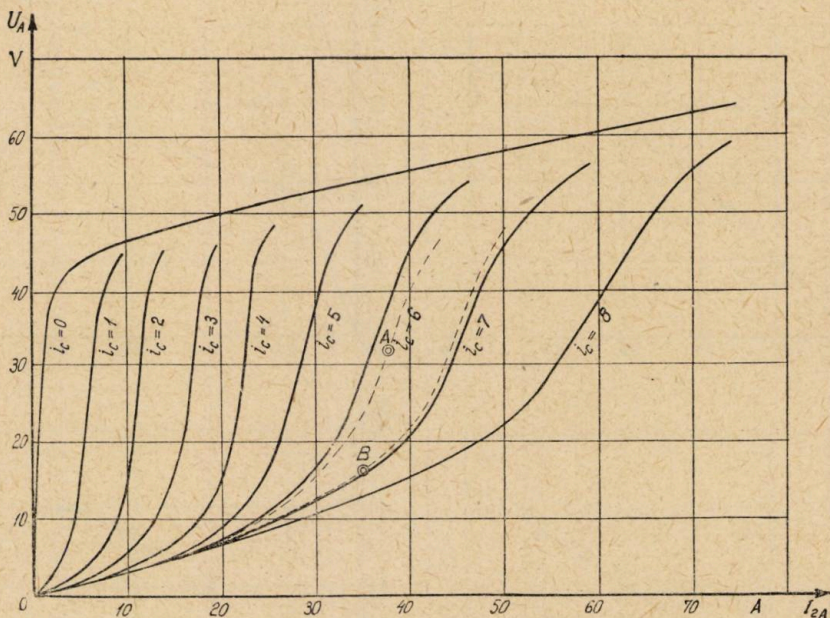


Fig. 4. Caracteristicile amplificatoarelor magnetice.

c) *Generatorul tahometric* : $P_N = 2,2 \text{ kW}$; $u_N = 110 \text{ V}$; $i_N = 24,5 \text{ A}$; $n_N = 1\,300 \text{ rot/min}$.

d) *Volanul* are momentul de girație $GD^2 = 7,13 \text{ kgfm}^2$ și este folosit la prelungirea timpului de pornire a motorului punîndu-se astfel în evidență influența maselor inerte.

La sfîrșitul pornirii motorului impedanța amplificatorului magnetic descrește așa de mult încît se poate considera că circuitul rotoric se pune automat în scurtcircuit.

În fig. 5 sînt reprezentate caracteristicile mecanice obținute prin calcul și pe cale experimentală. Curbele trasate cu linie plină corespund pornirii prin bobine, iar cele cu linie întreruptă pornirii prin amplificatoare magnetice. Astfel curbele din fig. 5 a s-au calculat cu ajutorul expresiilor (2), (5), (6) și a caracteristicilor $U_A = f(I_{2A}, i_c)$ din fig. 4 de la punctul 3 pentru pornirea motorului cu reactanța $X_A = 0,818 \Omega$ și rezistența $R_0 = 1 \Omega$ la 20°C legate în serie. Executîndu-se pornirea în aceste condițiuni au rezultat curbele experimentale din fig. 5 b, ale căror oscilोगrame nu sînt reproduse.

Fig. 5 c arată curbele obţinute prin calcul în cazul cînd pornirea se execută cu reactanţa $X_A=5,21 \Omega$ legată în paralel cu rezistenţa $R_0=1,2 \Omega$ la 20°C . Curbele obţinute pe cale experimentală în acest caz sînt reprezentate în fig. 5 d. Oscilogramele $M_i=f_1(t)$, $n=f_2(t)$, $I_2=f_3(t)$ cu ajutorul cărora s-au construit curbele din fig. 5 d sînt arătate în fig. 6 în care turaţia

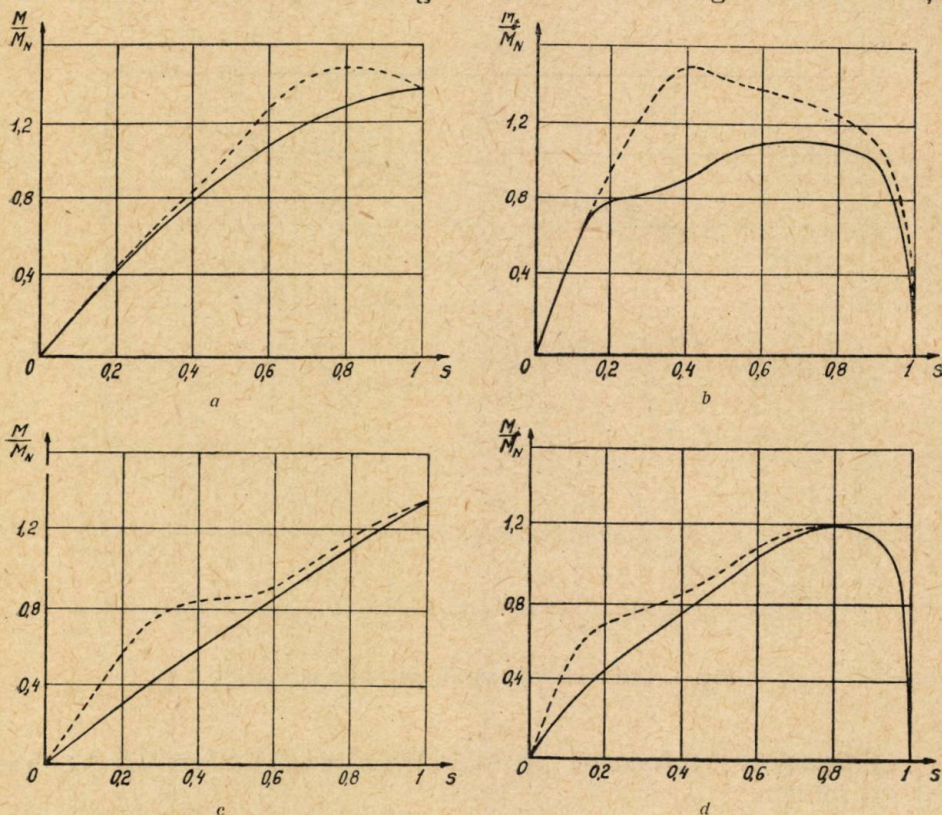


Fig. 5. Caracteristicile mecanice ale motorului asincron :

— pornirea motorului cu bobine ;
 — — — pornirea motorului cu amplificatoare magnetice ;

a, c caracteristicile $M=f(s)$ trasate pe bază de calcule ; b, d caracteristicile $M_i=f(s)$ deduse din oscilogramele ridicate experimental în timpul pornirii motorului.

staţionară are valoarea de $n=1420$ rot/min. Fig. 6 a arată oscilogramele corespunzătoare pornirii motorului cu bobine legate în paralel cu reostatul. Pentru pornire cu amplificatorul magnetic legat în paralel cu reostatul s-au obţinut oscilogramele din fig. 6 b. Prin eliminarea timpului t dintre legăturile $M_i=f_1(t)$ şi $n=f_2(t)$ şi ţinînd seama de definiţia alunecării s s-au obţinut curbele din fig. 5 d.

Inregistrarea turaţiei $n=f_2(t)$ s-a realizat cu ajutorul unui generator tahometric G_t (fig. 1). Oscilogramele cuplului din fig. 6 s-au obţinut după metoda Ytterberg [5] printr-un element de derivare conectat la bornele generatorului tahometric.

Cuplul rezistent M_r din ecuația (1) se datorește pierderilor din rotor, pierderilor prin frecare și ventilație, precum și încărcării datorite curentului de comandă i_c debitat de generatorul tahometric. Valoarea maximă a cuplului M_r reprezintă cu aproximație $0,15 \div 0,25$ din cuplul nominal al motorului.

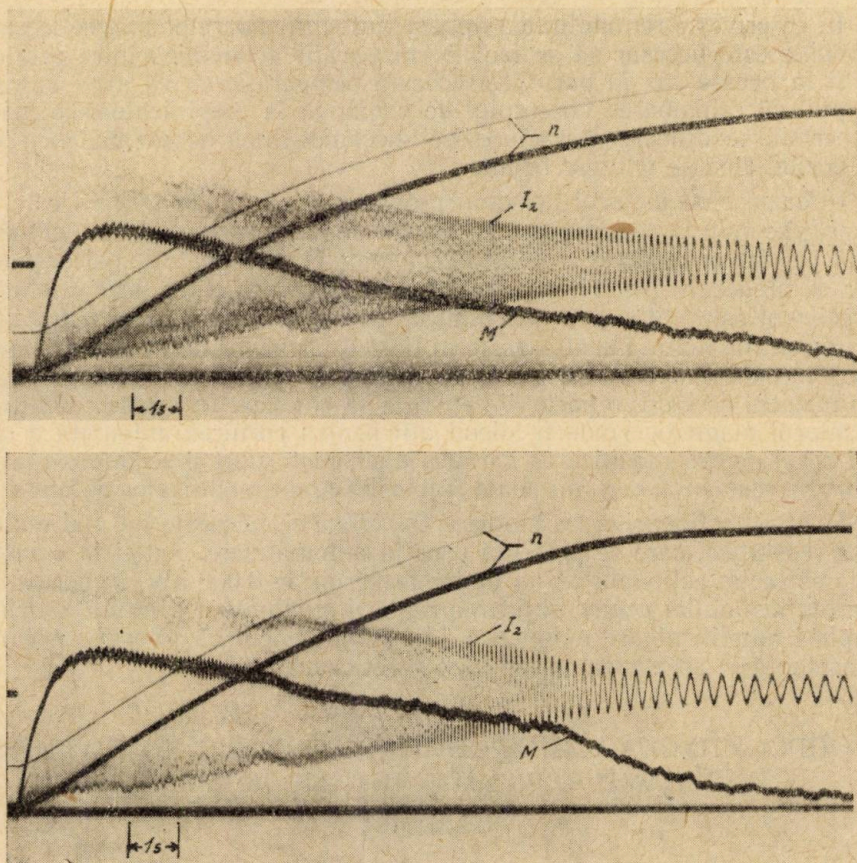


Fig. 6. *a* și *b*. Oscillogramele $M_f = f_1(t)$, $n = f_2(t)$ și $I_2 = f_3(t)$ la pornirea motorului cu bobine respectiv cu amplificatoare magnetice legate în paralel cu rezistența R_0 .

S-a considerat drept etalon pentru cuplul înregistrat, pe baza unei aprecieri în comparație cu curbele calculate, valoarea maximă a cuplului din cele 4 oscillograme, egală cu 1,5 ori cuplul nominal al motorului.

5. Concluzia cea mai importantă ce se poate trage din caracteristicile obținute constă în faptul că folosind în schemele din fig. 1 amplificatoare magnetice în loc de bobine se obține majorarea cuplului în timpul pornirii.

Acest fapt este scos în evidență prin forma asemănătoare a curbelor $M = f(s)$ obținute prin calcul și pe cale experimentală. Ținând seama că prin

calcul s-a urmărit $M=f(s)$ iar pe cale experimentală s-a determinat $M_1 = f(s)$ şi că cele două cupluri nu diferă mult, se poate aprecia că metoda de calcul este destul de bine verificată pe cale experimentală.

De asemenea, forma caracteristicilor obţinute scoate în evidenţă într-o măsură oarecare şi influenţa felului de legătură ce se realizează între reostat şi amplificatoarele magnetice.

În ce priveşte rentabilitatea aplicării amplificatoarelor magnetice în loc de bobine este necesar să se facă o comparaţie economică între cele două soluţii la fiecare caz în parte. La această comparaţie se va avea în vedere şi faptul că schimbarea curentului de comandă la amplificatoarele magnetice permite modificarea caracteristicii mecanice după necesitate, ceea ce nu este posibil când se folosesc bobine.

În cazul când motorul asincron prevăzut cu un volan potrivit este folosit spre exemplu la acţionarea unei maşini de lucru care produce încărcări în formă de vîrfuri repetate amplificatorul magnetic se poate folosi ca modificador de alunecare [3]. Din cauza folosirii volanului chiar dacă cuplul static rezistent este nul cuplul dezvoltat de motor în timpul pornirii trebuie să fie suficient de mare. De altă parte în timpul vîrfurilor de încărcare caracteristica mecanică a motorului trebuie înclinată pentru ca volanul să poată ceda maşinei de lucru o parte din energia sa cinetică. În aceste condiţii amplificatorul magnetic poate fi folosit atît pentru pornirea automată a motorului cît şi pentru modificarea caracteristicii motorului şi se impune faţă de bobina de reactanţă, care nu poate fi folosită drept modificador de alunecare.

În cazul acţionărilor cu motoare asincrone se foloseşte tot mai mult frînarea reostatică, care se pretează uşor la automatizare. Astfel la o instalaţie de extracţie acţionată cu un motor asincron de 3 000 kW, în perioada de frînare a instalaţiei pentru obţinerea reglării automate a cuplului de frînare, se aplică amplificatoare magnetice [4]. Este evident că folosirea bobinelor de reactanţă în asemenea cazuri nu e corespunzătoare.

К ВОПРОСУ ПУСКА АСИНХРОННЫХ МОТОРОВ С КОНТАКТНЫМИ КОЛЬЦАМИ ЧЕРЕЗ МАГНИТНЫЕ УСИЛИТЕЛИ

(РЕЗЮМЕ)

Использование дросселей связанных последовательно или параллельно с роторными реостатами для пуска асинхронных моторов с контактными кольцами, рассматривается в технической литературе, где указываются соответствующие механические характеристики $M=f(s)$. Рассматривается также принцип метода пуска этих моторов путем параллельного соединения пускового реостата с магнитными усилителями, однако без указания механических характеристик получаемых в этом случае.

В настоящей работе делается сравнение между методом пуска при помощи дросселей и методом пуска через магнитные усилители, на основании механических характеристик полученных расчетом и экспериментальным путем.

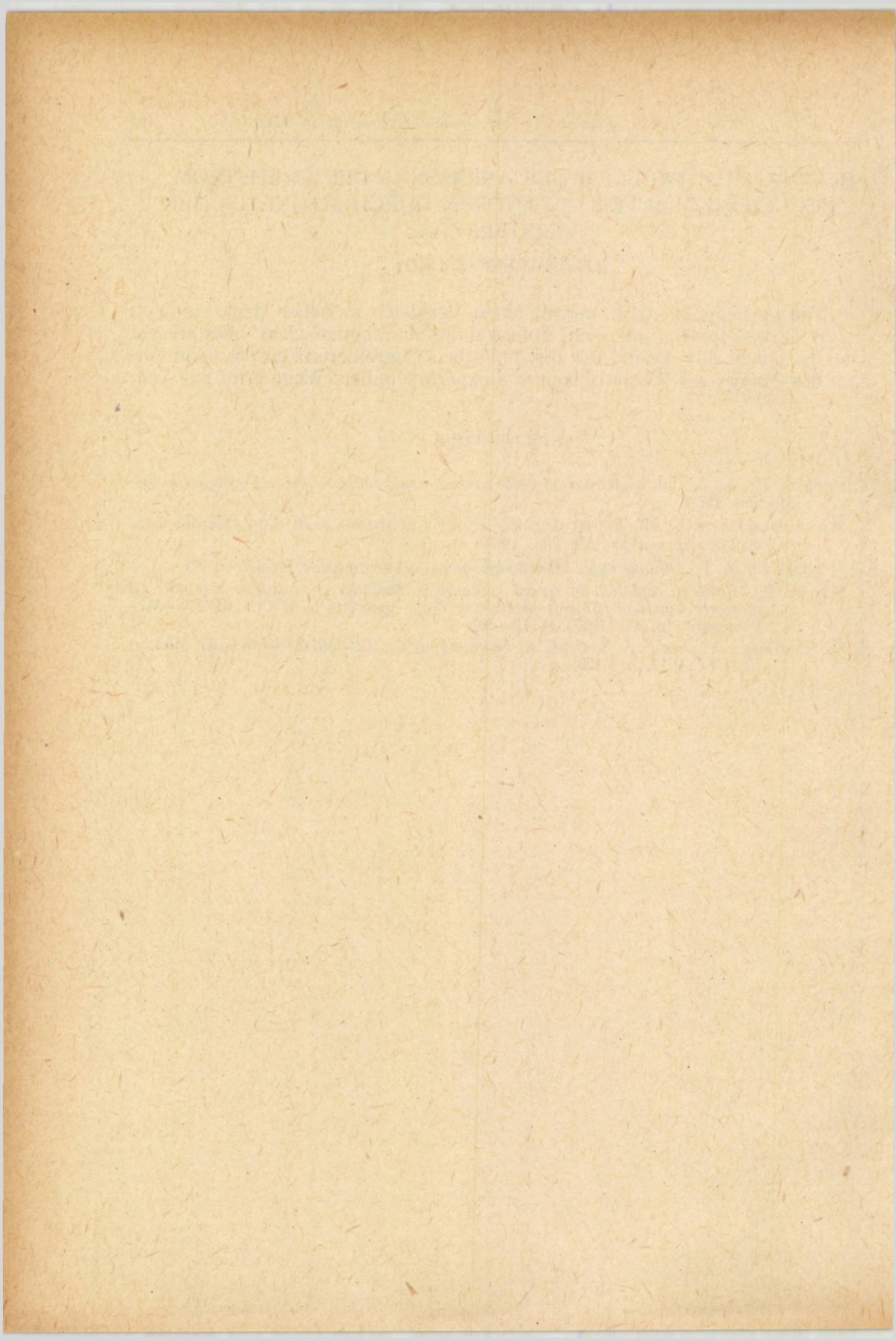
BEITRAG ZUM PROBLEM DES ANLASSENS DER DREHSTROM — SCHLEIFRINGLÄUFER — MOTOREN DURCH MAGNETISCHEN VERSTÄRKERN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit macht einen Vergleich zwischen dem Anlassen durch Drosselspulen und dem Anlassen durch magnetischen Verstärkern. Dies geschieht auf Grund der mechanischen Charakteristiken die beim Anlauf des Motors auf theoretischem und experimentellem Wege ermittelt sind.

BIBLIOGRAFIE

1. Сиротин А. А., *Автоматическое управление электроприводами*, Госэнергоиздат, Москва, 1959.
2. Вешеневский С. Н., *Расчет характеристик и сопротивлений для электродвигателей*, Госэнергоиздат, Москва, 1954.
3. Чиликин М. Г., *Общий курс электропривода*, Госэнергоиздат Москва, 1953.
4. Flöte R., *Frinarea reglabilă în curent continuu a mașinilor de extracție acționate cu motoare asincrone trifazate* (traducere din l. germană la IDT). „AEG — Mitteilungen“ Ig. 47 (1957) S. 13—19.
5. Ytterberg A., *Eine neue Methode zu Bestimmung der Leerlaufverluste einer Maschine*, ETZ. 1912, S. 1159.



ASUPRA REZISTENȚEI ELECTRICE DE TRECERE LA CONTACTUL GLISANT CU MERCUR

DE

T. DORDEA

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
28—29 noiembrie 1959.*

1. INTRODUCERE

În funcționarea mașinilor electrice, cu excepția mașinii asincrone cu rotorul în colivie, intervine necesitatea de a trece curentul electric de conducție de la o piesă la alta, care se găsesc în mișcare relativă, proces cunoscut sub denumirea de colectarea curentului electric.

La mașinile electrice actuale, procesul de colectare a curenților electrice de conducție se face prin intermediul periilor pe bază de carbon sub diferite forme, care alunecă pe inele colectoare sau pe colectoare din cupru, bronz, alamă sau oțel. Densitatea curentului electric la suprafața de contact între perii și colector este mică și variază între $6 \cdot 10^4$ și $20 \cdot 10^4$ A/m² (rareori se merge la $30 \cdot 10^4$ A/m²) în funcțiune de tensiunea sub care funcționează mașina. Natura acestui contact glisant este foarte complicată și nu este deplin lămurită.

Încă de la începutul secolului actual s-au făcut încercări de a se utiliza un mediu fluid, bun conductor între cele două piese colectoare ale contactului glisant în scopul de a mări densitatea curentului electric și a micșora pierderile de trece, în care scop s-a încercat mercurul. Deși s-au obținut rezultate remarcabile în ceea ce privește densitatea curentului electric în contact (după [3], $2 \cdot 10^8$ A/m²) totuși abia în ultimul timp se încearcă utilizarea practică a mercurului cu scopul de colectare.

Scopul urmărit în lucrarea prezentă este de a prezenta rezultatele experimentale obținute în studiul acestui tip de contact glisant spre a fi puse la dispoziția constructorilor de mașini electrice și de a interpreta rezultatele obținute.

2. INCERCĂRI EXPERIMENTALE

S-a realizat o instalație pentru studiul contactului glisant, conform fig. 1. Pe un ax de oțel 4 s-a calat un inel izolant de textolit 3, pe care s-a calat un alt inel de oțel 2. Diametral opus, prin două piese găurite 1

depărtate de inelul 2 la distanța δ s-a adus mercur, care trecând prin orificiul central stabilește contactul electric între piesele 1 și inelul 2, închizând astfel circuitul. Curentul s-a adus de la o sursă potrivită, prin piesele 1.

S-a măsurat tensiunea electrică între piesele 1 pentru diferite valori ale curentului din circuit, pentru diferite viteze de rotație ale rotorului cu

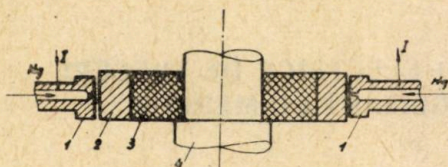


Fig. 1. Realizarea contactului glisant cu mercur.

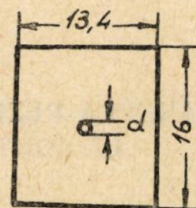


Fig. 2. Suprafața piesei de aducere a mercurului în partea dinspre rotor.

axul 4 în curent continuu și în curent alternativ de 50 Hz. În acest fel s-a obținut suma căderilor de tensiune pe cele două contacte glisante.

Piesele 1 s-au executat din oțel cu suprafața secțiunii $F = 1,6 \cdot 1,34 \cdot 10^{-4} = 2,14 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ și de forma din fig. 2. Interstițiul δ dintre piesele 1 și inelul rotoric 2 a fost de $\delta = 1,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}$.

S-a lucrat cu două valori pentru diametrul orificiului din piesa 1, cu $d = 1,5 \cdot 10^{-3}$ și cu $d = 2 \cdot 10^{-3} \text{ m}$.

Cu prima valoare, $d = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$, s-au obținut rezultate redată grafic în fig. 3 și fig. 4. În fig. 3 avem dependența căderii de tensiune în contact ΔV în cazul curentului continuu, în raport cu curentul I , care trece prin contactul glisant cu mercur, viteza periferică a rotorului fiind parametru, iar în fig. 4 aceleași mărimi dar în curent alternativ de 50 Hz. Dispersia punctelor determinate experimental cuprinde o zonă $\pm 5\%$ în jurul curbelor reprezentate grafic. În timpul încercărilor, deși curentul era constant, căderea de tensiune varia încontinuu, ceea ce denotă că rezistența de trecere a contactului nu este o mărime bine determinată, ci depinde de curentul de mercur dintre piesa „perie” și inelul rotoric.

După cum se vede din curbele trasate în fig. 3 și 4, contactul glisant are o rezistență de trecere care scade pe măsură ce crește curentul. Este o alură analoagă ca și cea pentru contactul perie de cărbune-inel.

Se observă de asemenea că pentru același curent pe contact, căderea de tensiune ΔV crește cu viteza periferică a rotorului însă aceasta numai pînă la o viteză de ordinul a 25 m/sec, după care începe să scadă pe măsură ce viteza crește. În cazul curentului continuu, această scădere are loc la o viteză și mai mică.

Se observă că pentru o viteză periferică a rotorului dată, ΔU , crește repede pentru valori mici ale curentului și pe măsură ce curentul crește, creșterea este tot mai redusă.

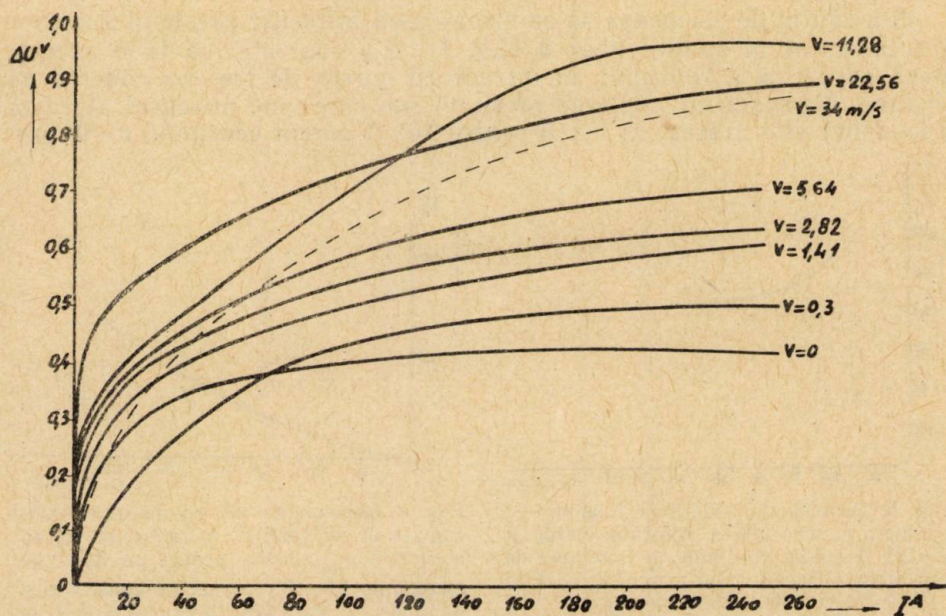


Fig. 3. Curba căderii de tensiune pe contact ΔU în funcție de curentul ce trece prin contact I , pentru diferite valori ale vitezei periferice a inelului rotoric, în cazul curentului continuu

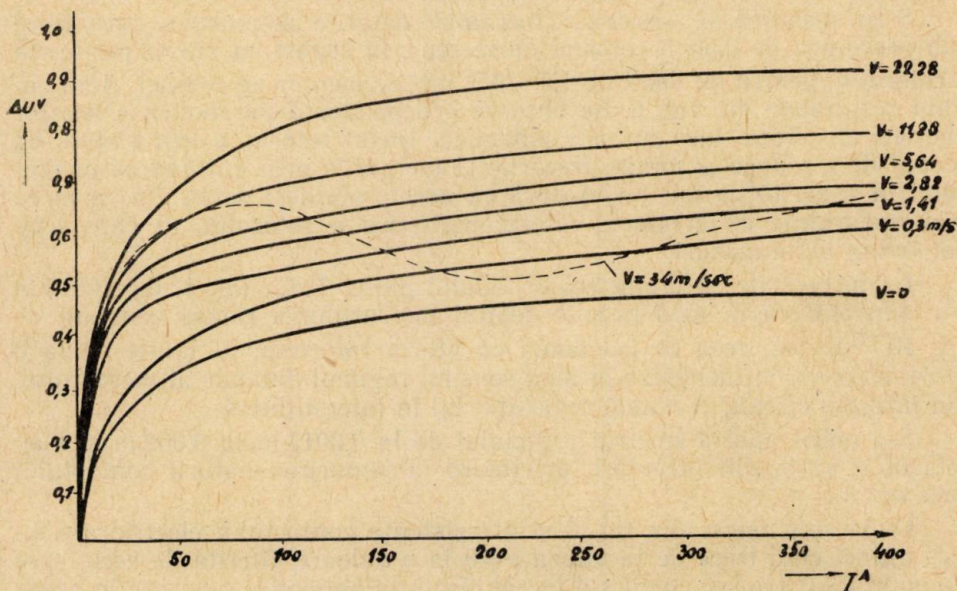


Fig. 4. Dependența căderii de tensiune ΔU , în funcție de curentul I , ce trece prin contact, pentru diferite viteze periferice ale rotorului în cazul curentului alternativ de 50 Hz.

S-a căutat de asemenea să se urmărească influența presiunii sub care vine mercurul în spațiul liber δ (fig. 1). S-a constatat că la o aceeași viteză periferică a rotorului, la un același curent de trecere, căderea de tensiune ΔU scade cu creșterea presiunii sub care vine mercurul. Această dependență este arătată în fig. 5 pentru 100 A curent continuu, $v=0$, pre-

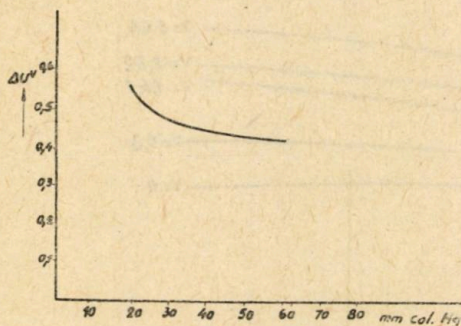


Fig. 5. Dependenta căderii de tensiune pe contact, pentru viteza rotorului zero, și $I=100$ A curent continuu, în funcție de presiunea sub care vine mercurul, dată în mm coloană de mercur.

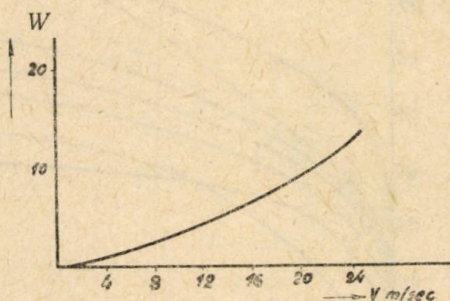


Fig. 6. Dependenta puterii mecanice consumată de un contact, în raport cu viteza periferică a rotorului pentru un debit de mercur de $1,5 \cdot 10^{-6}$ m³/sec pe contact și o presiune sub care vine mercurul de 0,56 m coloană de mercur.

siunea fiind indicată în mm coloană de mercur. Cu creșterea presiunii a crescut totodată și debitul de mercur practic linear.

S-au măsurat și pierderile mecanice datorite mercurului care trece sub presiunea de 0,56 m coloană de mercur, în raport cu viteza periferică a rotorului, pentru un debit de $1,5 \cdot 10^{-6}$ m³/sec mercur pe contact. S-au obținut rezultatele din fig. 6. Se observă o dependență parabolică a acestor pierderi de viteză, însă nu este patratică. Inelul rotoric, a fost șlefuit, cu scopul de a reduce la minim frecările și pierderile prin antrenarea mercurului în asperitățile lui. Se observă că aceste pierderi devin din ce în ce mai importante cu creșterea vitezei periferice a rotorului, în care scop vor trebui luate măsuri.

La încercările cu diametrul orificiului piesei 1 din fig. 1, de 0,0015 m s-a constatat că în mod practic debitul mercurului a rămas constant de $1,5 \cdot 10^{-4}$ m³/sec, ceea ce înseamnă că viteza rotorului, în limite de la 0 la 34 m/sec nu influențează în mod sensibil regimul dinamic al mercurului, din întregul circuit, ci numai repartiția lui în interstițiul δ .

S-a mărit apoi diametrul orificiului de la 0,0015 m la 0,002 m și s-au refăcut o parte din încercări, privitoare la lămurirea naturii contactului care are loc.

După cum reiese din fig. 3 și 4 rezistența contactului electric are un salt atunci când trece de la viteza $v=0$ la o valoare diferită de zero, spre exemplu $v=0,3$ m/sec cu cât s-a lucrat efectiv. Explicația ar consta în aceea că pentru viteza periferică nulă, mercurul nu are un regim bine stabilit în interstițiul δ , curgerea mercurului făcându-se în șuvițe a căror poziție se

schimbă încontinuu în timp. În vederea evitării acestei deficiențe și a obținerii de rezultate experimentale susceptibile de a fi interpretate matematic, s-a lucrat și cu viteză mică a rotorului de $v=0,3$ m/sec. Cu noul diametru al orificiului din piesa perie s-a ridicat curba $\Delta U=f(I)$ pentru $v=0,3$ m/sec în curent alternativ de 50 Hz prezentată în fig. 7. Debitul mercurului printr-un orificiu aproape s-a dublat obținând valoarea de $Q=2,32 \cdot 10^{-6}$ m³/sec. Pentru comparație s-a trecut în aceeași diagramă și curba cu linie întreruptă din cazul diametrului de $d=1,5$ mm. Se observă influența măririi diametrului orificiului, în sensul reducerii căderii de tensiune pe contact. Acest lucru se explică prin aceea că mercurul nu curge prin interstițiul δ sub forma unei pînze continue de mercur, ci sub formă de șuvoaie, a căror lățime crește pe măsură ce crește debitul de mercur și deci se mărește suprafața de contact între piesa 1 și inelul rotoric 2 (fig. 1).

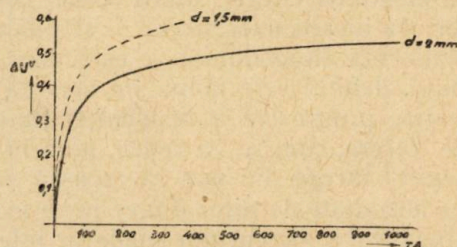


Fig. 7. Dependenta căderii de tensiune pe contact ΔU , în funcție de curentul I , de 50 Hz la viteza periferică a rotorului $v_a=0,3$ m/sec și diametrul orificiului $d=0,002$ m.

S-au mai determinat pe cale experimentală mărimile: debitul de mercur pentru un contact și căderea de tensiune pe contact pentru curent

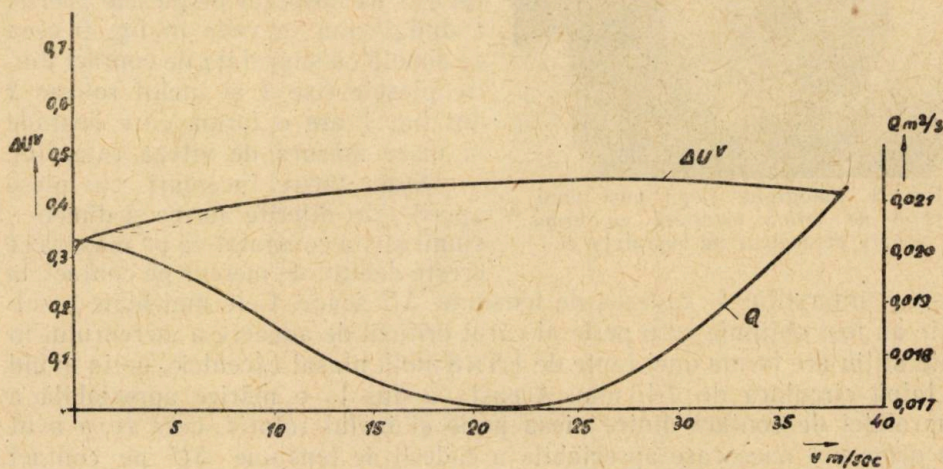


Fig. 8. Variația debitului dintr-un contact și a căderii de tensiune pe contact, pentru $I=50$ A în raport cu viteza periferică a rotorului.

alternativ constant de $I=50$ A, în raport cu viteza periferică a inelului rotoric. Valorile obținute sînt reprezentate grafic în fig. 8. În figură, debitul Q este trecut în m³/sec și reprezintă raportul dintre debitul real care vine prin orificiul piesei 1, și interstițiul δ fiind necesar pentru cele ce urmează sub această formă.

Se observă că debitul nu mai rămâne constant ca în cazul precedent cu $d=0,0015$ m, ci mai întâi scade la o valoare minimă, atinsă pentru o viteză a inelului rotorului de cca $v=22$ m/sec, după care începe să crească cu creșterea vitezei. Alura curbei debitului se poate explica în felul următor: la turații mici mercurul se poate repartiza în interstițiul δ astfel încât rezistența fluidodinamică este mică, deci sub aceeași presiune a mercurului, debitul este mare. Pe măsură ce viteza de rotație crește, are loc o mărire progresivă a rezistenței fluido-dinamice prin reducerea suprafeței de trecere, cum se va vedea, pînă la viteza de $v=22$ m/sec. De aici înainte debitul începe din nou să crească, întrucît particulele de mercur încep să fie antrenate de rotor din ce în ce mai repede, astfel încît rezistența fluidodinamică a mercurului scade în interstițiul δ și ca urmare debitul crește.

În ceea ce privește căderea de tensiune pentru curent constant, cum era de așteptat, aceasta crește cu creșterea vitezei; procesul are loc numai pînă la viteza de cca 27 m/sec, după care începe să scadă, ceea ce denotă o schimbare în procesul de trecere a curentului de la fluid la inelul rotorului. De asemenea se mai observă o schimbare față de alura generală pentru viteza rotorului cuprinsă între 3 și 6 m/sec, legată de regimul dinamic al mercurului în interstițiul δ .

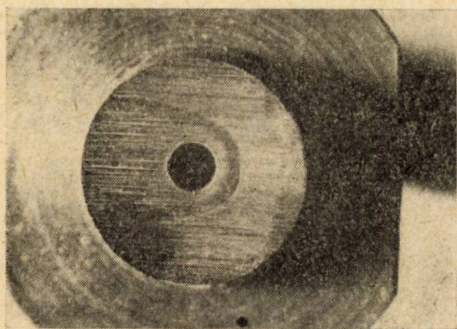


Fig. 9. Fotografia tălpii unei piese perie de formă circulară cu urma lăsată de mercur pe suprafața ei.

După ce s-au efectuat măsurătorile s-a demontat aparatul experimental și s-au observat pe piesele „perii” 1 dungi cum se vede în fig. 9 ceea ce denotă că suprafața de contact dintre piesele fixe 1 și inelul rotorului 2 din fig. 1 are o formă care depinde în mare măsură de viteza rotorului.

S-au făcut încercări cu piese „perii” de diferite forme și dimensiuni și s-a constatat că pe măsură ce crește debitul de mercur pe contact, la

același interstițiu δ , căderea de tensiune ΔU scade. Cele mai bune rezultate au fost obținute cu o perie al cărui orificiu de aducere a mercurului în interstițiu are forma unei fante de $1,5 \times 8$ mm², plasat excentric, peria avînd o talpă circulară de $\phi 16$ mm. Aceasta a dus la o mărire apreciabilă a suprafeței de contact dintre piesa perie și inelul rotorului, ceea ce a avut ca urmare o micșorare apreciabilă a căderii de tensiune ΔU pe contact cum rezultă din fig. 10.

3. TEORIA CONTACTULUI GLISANT

După cum rezultă din fig. 9, suprafața de contact dintre piesa perie și inelul rotorului are forma specifică curbilor din cazul scurgerilor laminare ale fluidelor cînd se suprapune un curent radial peste unul paralel.

Asupra naturii scurgerii dintre piesa perie și inel ne poate da o indicație numărul lui Reynolds :

$$Re = v_0 \cdot d / \nu \quad (1)$$

unde : v_0 este viteza medie a fluidului în m/sec,

ν — viscozitatea cinematică a fluidului, în m^2/sec ,

d — distanța între pereții fiși între care se mișcă fluidul, în m.

În cazul nostru, trebuie să se considere $d = 2\delta$ deoarece rotorul se rotește. Se vede că cu cât interstițiul δ este mai mic, cu atât numărul lui Reynolds scade și regimul dinamic se apropie de cel laminar.

Se știe că pentru $Re < 2320$ are loc un regim laminar,

$2320 < Re < 3000$ regimul poate fi atât laminar cât și turbulent,

$Re > 3000$ are loc regim turbulent.

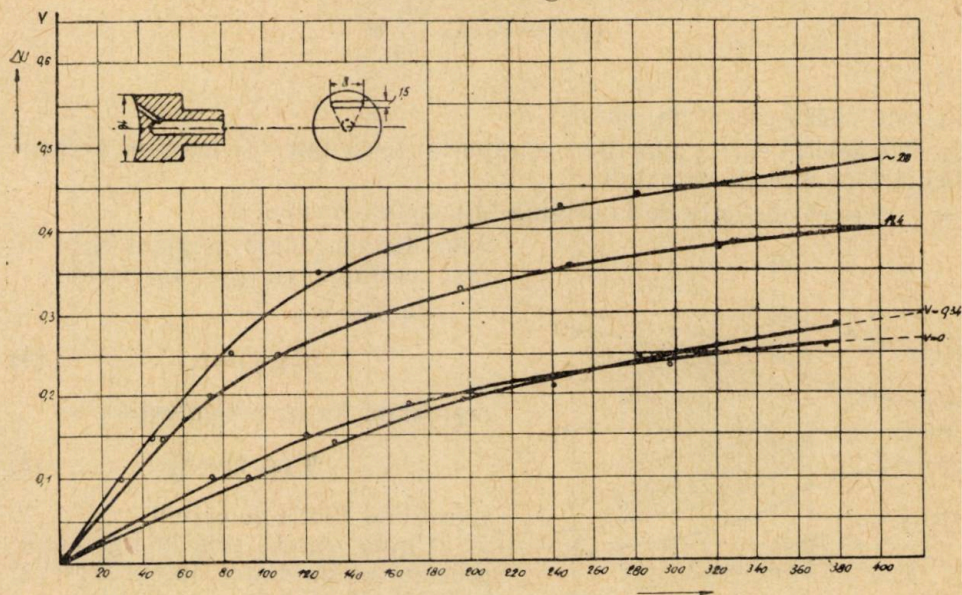


Fig. 10. Curbele $\Delta U = f(I)$ pentru diferite viteze periferice ale rotorului obținute cu o perie de forma din figură și $\delta = 0,09$ mm.

Deoarece pentru mercur, la $20^\circ C$ avem $\nu = 0,115 \cdot 10^{-6} m^2/sec$, pentru un interstițiu de $\delta = 1,5 \cdot 10^{-4} m$ rezultă că avem regim laminar pentru $v_0 < 0,9 m/sec$ și regim turbulent pentru viteze medie $v_0 > 1,16 m/sec$. Dar întrucât în cazul interstițiului de ordinul zecimilor de milimetri, datorită tensiunii superficiale mari a mercurului și faptului că regimul turbulent al scurgerii nu poate influența în măsură importantă asupra mobilității mercurului în interstițiu, în primă aproximație se poate considera că suprafața de contact dintre piesa perie și inelul rotoric este determinată de aceiași parametri ca și în cazul scurgerii laminare. În mod practic, ținând cont că vitezele cari vin în considerație sînt de ordinul zecilor de metri pe secundă, înseamnă că avem numai regim turbulent. În această

ipoteză simplificatoare urmărim din punct de vedere electric procesele cari au loc în interstițiul δ .

Se știe că în cazul regimului laminar, suprapunând un curent radial, provenit dintr-o sursă punctiformă, peste un curent paralel, se obține un spectru al scurgerii indicat în fig. 11. Alegînd originea axelor reală și imaginară din planul complex $\bar{Z}$, în centrul sursei, [4 pag. 473], funcțiunea potențială a vitezelor este :

$$f(\bar{Z}) = V_0 \bar{Z} + \frac{Q}{2\pi} \cdot \ln \bar{Z} = \varphi(x, y) + j\Psi(x, y) \quad (2)$$

unde

$$\varphi(x, y) = V_0 \cdot x + \frac{Q}{2\pi} \ln r \quad (3)$$

$$\Psi(x, y) = V_0 \cdot y + \frac{Q}{2\pi} \theta$$

și

V_0 , este viteza curentului paralel,

Q , este debitul sursei punctiforme, raportat la unitatea de lungime perpendiculară pe direcție curentului,

$r = \sqrt{x^2 + y^2}$ distanța de la origină la punctul considerat.

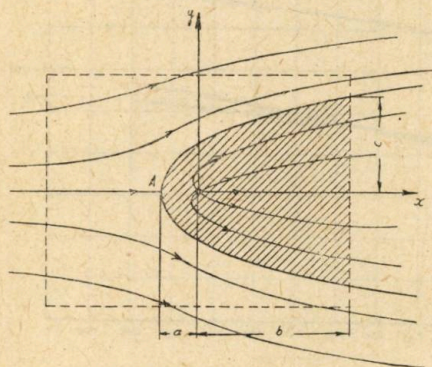


Fig. 11. Spectrul liniilor de câmp la suprapunerea unui curent radial peste unul paralel.

θ , coordonată polară, unghiul făcut de raza vectorie cu axa absciselor.

Funcțiunea

$$\varphi(x, y) = k_1 \quad (4)$$

reprezintă liniile echipotențiale și

$$\Psi(x, y) = K_2 \quad (5)$$

reprezintă liniile de curent.

Curba trasată plin în fig. 11 reprezintă limita dintre fluidul sursei și restul de fluid.

Deoarece $\Delta\Psi$ reprezintă debitul care trece printr-o suprafață limitată de 2 linii de scurgere și o grosime

egală cu unitatea, înseamnă că ecuația curbei limită este $\Psi(x, y) = \frac{Q}{2}$ sau și

$$y = \frac{Q(\pi - \theta)}{2\pi V_0} \quad (6)$$

$$x = \frac{Q}{2\pi \cdot V_0} \frac{\pi - \theta}{\operatorname{tg} \theta}$$

Cum se vede, relațiile (6) reprezintă parametric ecuația curbei limită. În cazul nostru curentul paralel este reprezentat de inelul rotor, însă nu trebuie să se confunde viteza V_0 cu viteza periferică a rotorului, pentru că

între inelul rotor și fluid are loc o alunecare pronunțată în primele straturi de fluid, iar V_0 este viteza unui curent paralel, echivalent rotorului.

În această situație se poate admite că între piesa perie și inelul rotor are loc un contact electric numai pe porțiunea cuprinsă în interiorul curbei limită dată de (6).

Evident în urmărirea proceselor sub această formă s-a neglijat influența curburii rotorului asupra proceselor dinamice din interstițiu, datorită micimii lui δ în raport cu raza rotorului, analog ca și la studiul câmpului magnetic din interfierul mașinilor electrice.

Fie F , valoarea suprafeței de contact dintre piesa perie și inelul rotor determinată de curba limită (6).

Introducând acum o rezistivitate electrică de trecere de la perie la inel prin intermediul stratului de mercur ρ_F , care reprezintă în fond rezistența de trecere de la perie la inel, pentru unitatea de suprafață de contact, se obține pentru rezistența electrică a contactului expresia :

$$R = \frac{\rho_F}{F} \quad (7)$$

și pentru căderea de tensiune din contactul fluid, la trecerea prin el a curentului electric I

$$\Delta U = R \cdot I \quad (8)$$

În consecință căderea de tensiune în contact este calculabilă dacă se cunoaște rezistivitatea de trecere ρ_F , pentru că suprafața F se poate determina din curba limită (6) și forma periei. În fig. 11 suprafața F , corespunzătoare periei din fig. 2, este cea hașurată.

Punctul A din fig. 11, caracterizat prin viteza nulă a fluidului din interstițiu, cum rezultă din (6) are coordonatele $A \left(-\frac{Q}{2\pi V_0} \right)$.

În cazul periei din fig. 2, reprezentată cu linie întreruptă în fig. 11, notînd cu θ_0 coordonata polară a punctului de coordonate carteziene (b, c) , corespunzător intersecției dintre curba limită (6) și muchia verticală a periei, se obține pentru suprafața de contact F' expresia :

$$F = -\frac{Q^2}{2\pi^2 V_0^2} \int_{\pi}^{\theta_0} \left[(\pi - \theta) \operatorname{ctg} \theta + \frac{(\pi - \theta)^2}{\sin^2 \theta} \right] d\theta \quad (9)$$

care este transcendentă și se poate calcula prin dezvoltare în serie (5, Ip. 131).

$$F = \frac{Q^2}{2\pi^2 V_0^2} \left[(\pi - \theta_0)^2 \operatorname{ctg} \theta_0 + \sum_{v=0}^{\infty} (-1)^v \frac{2^{2v} B_{2v} (\pi - \theta_0)^{2v+1}}{(2v+1)(2v)!} \right] \quad (10)$$

unde B_{2v} sînt numerele lui Bernoulli :

$$B_0 = 1; B_1 = -\frac{1}{2}; B_2 = \frac{1}{6}; B_4 = -\frac{1}{30}; B_6 = \frac{1}{42}; B_8 = -\frac{1}{30}; B_{10} = \frac{5}{66};$$

$$B_{12} = -\frac{691}{2730}; B_{14} = -\frac{7}{6}; B_{16} = -\frac{3617}{510} \dots (5, \text{Ip. 113})$$

Valoarea lui θ_0 se obține din (6) unde se pune $x=b$, deci dat de ecuația ;

$$b \operatorname{tg} \theta_0 = \frac{Q}{2\pi V_0} (\pi - \theta_0) \quad (11)$$

Cum se vede θ_0 depinde de viteza V_0 , care la rîndul ei depinde de viteza periferică a rotorului.

Pentru calcule care vin practic în considerare și în special atunci cînd trebuie să se determine mai multe valori ale suprafeței F , este mai comod de a se efectua integrala (9) pe cale grafică.

Cu acestea se poate obține raportul căderilor de tensiune în funcție de viteza curentului paralel, pentru o aceeași valoare a curentului electric, sub forma :

$$\frac{\Delta U_1}{\Delta U_2} = \frac{\rho_{F1}}{\rho_{F2}} \cdot \frac{F_2}{F_1} \quad (12)$$

unde indicii 1 și 2 corespund vitezelor V_{01} și V_{02} ale curenților paraleli din cazurile considerate. Acestea, în primă aproximație pot fi considerate egale cu jumătate din vitezele periferice ale rotorului în cele 2 cazuri.

În ceea ce privește suprafața F , aceasta depinde de viteza V_0 , deci de a rotorului atât direct, cît și prin intermediul debitului Q , influențat de rezistența dinamică a mercurului din interstițiul δ . În cazul orificiilor mici din tălpile pieselor, perii, debitul Q rămîne practic constant astfel că F rămîne numai ca funcție directă de viteză. Curentul electric, dată fiind incompresibilitatea mercurului, nu poate influența suprafața F , lucru verificat și experimental, neobservîndu-se nici o influență asupra puterii de antrenare cînd se varia curentul I .

În schimb ρ_F rezistivitatea de trecere de la perie la inel este foarte mult influențat de curent. De asemenea și viteza periferică a rotorului influențează asupra rezistenței, cum se va vedea.

Pentru a putea aprecia influența vitezei asupra rezistivității ρ_F , admitem în prima etapă, că ρ_F depinde numai de densitatea curentului electric care trece prin contactul glisant, calculăm căderea de tensiune în contact ΔU și o comparăm cu cea determinată experimental.

Dependența lui ρ_F în funcție de densitatea de curent electric I se determină experimental. Se ridică curba $\Delta U = f(I)$ pentru o viteză foarte mică a rotorului, necesară pentru uniformizarea peliculei de mercur în interstițiu și înlăturarea eventualelor șuvoiuri de mercur. Cu valoarea lui ΔU și a curentului I și pentru valoarea lui F corespunzătoare lui $V_0=0$ se determină ρ_F : $\rho_F = \frac{\Delta U}{J}$ unde $J = \frac{I}{F}$.

În cazul periei din fig. 2 cu diametrul orificiului de aducere a mercurului de 2 mm avem $F=2,14 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$; pentru $V_0 \approx 0$ și $\delta = 1,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}$ s-au obținut valorile :

Tabela 1

$10^{-5} \cdot J$	A/m ²	0	2	4	6	8	10	15	20	25	30	35
$10^6 \cdot \rho_F$	Ω/m^2	1,865	1,325	0,882	0,663	0,5 9	0,44	0,311	0,242	0,2	0,171	0,149
$10^{-5} \cdot J$	A/m ²	40	50	60	70	80	90	100	150	200	250	
$10^6 \cdot \rho_F$	Ω/m^2	0,133	0,109	0,0967	0,0866	0,079	0,0731	0,0684	0,0544	0,0472	0,0431	
$10^{-5} \cdot J$	A/m ²	300	400	500								
$10^6 \cdot \rho_F$	Ω/m^2	0,0432	0,0367	0,0346								

Experimental, curba $\Delta U = f(I)$ s-a ridicat numai pînă la $\tau = 5 \cdot 10^6$ A/m² iar de aici pînă la $\tau = 5 \cdot 10^7$ A/m s-a extrapolat, admițîndu-se că $\Delta U = f(I)$ pentru acest domeniu este o dreaptă, așa cum a rezultat experimental din zona de la $I = 300$ A pînă la $I = 1\,000$ A:

$$\Delta U = 0,423 + 0,0001221 \cdot I.$$

Cum se vede din tabela 1 pe măsură ce crește densitatea de curent, rezistivitatea scade, pentru $V_0 = 0$, fapt care nu are loc la contactul obișnuit dintre perii pe bază de cărbune și inele colectoare. La acestea din urmă se obține o curbă analoagă numai în caz că $V \neq 0$. La acestea, în cazul mișcării inelelor colectoare față de perii, natura contactului este cu totul alta [6].

În cazul contactului glisant cu mercur dependența rezistivității de trecere, de densitate de curent J , s-ar putea explica prin mărirea presiunii mercurului pe fețele metalice atunci cînd trece curentul electric, ca urmare a efectului Pinch. Aceasta are ca urmare realizarea unui contact mai bun între mercur și suprafețele respective, care oricît ar fi de șlefuite, au totuși asperități de diferite dimensiuni. La un contact perfect între mercur și suprafața metalică solidă rezistența superficială de trecere este extrem de mică, ceea ce explică solicitările electrice foarte mari — în cazul că electrozii sînt din cupru — de $2 \cdot 10^8$ A/m² sub 0,12 V cădere de tensiune, cum se indică în [3], sau din alte metale cu care mercurul formează aliaje, cari însă nu pot fi utilizate în scopul de colectare. Existența rezistenței de trecere în cazul metalelor cu care mercurul nu formează aliaje are loc datorită contactului imperfect între mercur și corpul solid. Mercurul avînd o tensiune superficială mare de $\sigma = 0,471$ N/m la 20 °C, nu poate umplea, toate adînciturile din suprafața solidă și se stabilește astfel numai un contact parțial, cu atît mai bun cu cît presiunea locală este mai mare, care învinge tensiunea superficială silind să intre în adîncituri. Acest proces depinde însă de dimensiunile asperităților suprafeței solide.

Pentru o sferă cu raza a , tensiunea superficială are ca urmare o presiune internă, p de

$$p_\sigma = \frac{2\sigma}{a}$$

Contactul dintre mercur și suprafața solidă se face datorită presiunii electrodinamice (efectul Pinch) și care trebuie să fie mai mare decît p pentru ca mercurul să intre în cavitatea sferică de raza a .

Considerînd o densitate a curentului electric J constantă, pe o suprafață cilindrică de rază a , presiunea medie care se exercită pe această suprafață datorită forțelor electrodinamice se calculează simplu și se găsește:

$$p_{med} = \frac{\mu}{4} a^2 J^2$$

unde μ reprezintă permeabilitatea magnetică a mercurului, care în primă aproximație poate fi considerată egală cu cea a mediului vid:

$$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Henry/m.}$$

În consecință va avea loc un contact complet între mercur și suprafața solidă cu asperități sferice de rază a , dacă presiunea medie datorită forțelor electrodinamice depășește presiunea interioară a mercurului a forțelor interne, manifestată, prin tensiunea superficială σ , prin urmare, dacă $p_{med} \geq p_\sigma$ sau și

$$\tau \geq \sqrt{\frac{8\sigma}{\mu_0 a^3}}.$$

Din această relație se vede că pentru a obține un contact perfect este nevoie de densități foarte mari. La asperități cu raze $a = 10^{-6}$ m, se obține $J = \sqrt[3]{3 \cdot 10^{12}} \text{ A/m}^2$, la $a = 10^{-5}$ m, $J = \sqrt[3]{30 \cdot 10^{10}} \text{ A/m}^2$, iar pentru $a = 10^{-4}$ m se obține $J = \sqrt[3]{3 \cdot 10^9} \text{ A/m}^2$.

De aici se vede că în cazurile care vin în practică nu poate fi vorba de un contact perfect ci în mod practic pe măsură ce crește curentul care trece prin contact rezistivitatea de trecere va continua să scadă încontinuu. Final, dacă mercurul nu se vaporizează pentru densitatea maximă de curent corespunzătoare mărimii asperităților, atunci rezistivitatea de trecere se reduce practic la rezistența electrică a coloanei de mercur dintre cele 2 suprafețe metalice de secțiune egală cu unitatea.

De aici rezultă imediat că pentru solicitări electrice mari ale contactului glisant, este recomandabil de a se reduce la minimum valoarea interstițiului δ , dată fiind rezistivitatea electrică mare a mercurului.

Cu ajutorul curbei $\rho_F = f(J)$ din tabela 1 se poate calcula căderea de tensiune pe un contact, în funcțiunea de viteză, în ipoteza că rezistivitatea de trecere depinde numai de densitatea de curent.

Pentru un debit mediu de mercur care rezultă din fig. 8, de $Q = 0,019 \text{ m}^3/\text{sec}$ (debitul real împărțit cu δ), pentru peria din fig. 2, cu $b = 6,7 \cdot 10^{-3}$ m, se poate calcula în funcție de V_0 suprafața F cu relația (9) unde θ_0 se determină din (11); pentru un curent I ales, rezultă J ; din tabloul 1 se ia ρ_F și din (7) și (8) se obține ΔU . Alegem $I = 50$ A. Considerînd pentru viteza periferică a rotorului $v_a = 2v_0$ se poate completa tabela 2.

În fig. 12 este reprezentată cu linie plină curba $\Delta U = f(v_a)$ pentru $I = 50$ A, determinată experimental, iar cu linie întreruptă curba din tabela 2 calculată teoretic, în ipoteza că asupra rezistivității de trecere influențează numai densitatea curentului electric J .

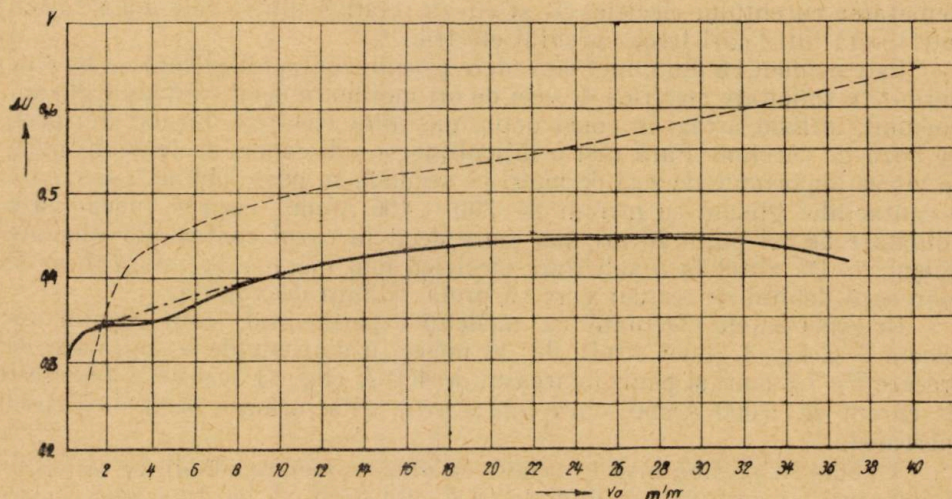
Se observă că pentru $v_a < 1,6$ m/sec curba calculată este sub curba experimentală, iar pentru $v_a > 1,6$ este deasupra, aproape constant cu 0,1 V pînă la viteza periferică de 23 m/sec.

Tabela 2

v_0	m/sec	0,5	1	1,5	2	2,5	3	4	5	6	7	8
v_a	m/sec	1	2	3	4	5	6	8	10	12	14	16
$F \cdot 10^4$	m ²	2,29	1,02	0,672	0,507	0,411	0,346	0,266	0,216	0,183	0,159	0,140
$J \cdot 10^6$	A/m ²	0,218	0,49	0,744	0,986	1,22	1,45	1,88	2,32	2,73	3,16	3,57
$\varphi_F \cdot 10^7$	Ω/m ²	12,8	7,64	5,62	4,45	3,69	3,18	2,56	2,12	1,83	1,63	1,47
ΔU	V	0,28	0,375	0,42	0,44	0,45	0,46	0,48	0,49	0,5	0,515	0,525

v_0	m/sec	9	10	12,5	15	20
v_a	m/sec	18	20	25	30	40
$F \cdot 10^4$	m ²	0,126	0,114	0,093	0,078	0,059
$J \cdot 10^6$	A/m ²	3,98	4,39	5,41	6,42	8,43
$\varphi_F \cdot 10^7$	Ω/m ²	1,34	1,22	1,033	0,921	0,763
ΔU	V	0,53	0,534	0,558	0,591	0,643

Prima parte a curbei calculată nu mai corespunde realității pentru că aria F calculată pentru vitezele corespunzătoare ale curentului paralel este mai mare decât suprafața reală, care are valoarea maximă de $2,14 \cdot 10^{-4}$ m². Cum se observă simplu pentru viteza periferică de 1,6 m/sec, curbele se intersectează, ceea ce înseamnă că pentru această zonă calculul corespunde cu realitatea.

Fig. 12. Curbele $U=f(V)$ pentru $I=50$ A.

— curba experimentală ; - - - - - curba calculată teoretic.

Pentru al 2-lea domeniu apare diferența semnalată. Pot fi 2 cauze : în primul rând trebuie să se admită că asupra rezistivității de trecere, pe lângă densitatea de curent J are o mare influență și viteza periferică a inelului rotoric, care face ca rezistivitatea de trecere să se micșoreze și în al

2-lea rînd, viteza curentului paralel v_0 , care corespunde vitezii periferice a rotorului este posibil ca să nu fie legată de aceasta prin relația liniară presupusă. Influența vitezii periferice a rotorului se explică prin aceea că în timpul foarte scurt în care mercurul trebuie să primească viteza tangențială pe care o obține rotorul, prin asperitățile sale, exercită o presiune dinamică asupra mercurului, contribuind astfel la mărirea suprafeței de contact dintre mercur și inelul rotoric, pentru același curent, învingînd tensiunea superficială pentru asperități de o anumită mărime. Această influență este cu atît mai mare, cu atît viteza periferică este mai mare, ceea ce explică faptul că ΔU scade cu viteza pentru $V_a > 28$ m/sec.

De asemenea, în curba ridicată experimental, aceeași ca și în fig. 8, se observă abaterea curbei de la alura generală între vitezele de 3 și 6 m/sec. Cum rezultă din coeficientul lui Reynolds în această zonă are loc schimbarea regimului dinamic al mercurului, trecînd din regimul laminar în regimul turbulent, fapt care ar explica apariția neregularității.

După cum s-a putut vedea din cele prezentate, rezultă că procesele cari au loc în contactul glisant cu mercur sînt foarte complicate intervenind o serie de factori, a căror influență, cel puțin pentru prezent, se poate determina numai experimental.

4. CONCLUZII

Este neîndoelnic că asupra rezistivității de trecere influențează atît densitatea curentului electric, cît și viteza relativă dintre cele două suprafețe limită între cari trece curentul electric.

Este evident că din punct de vedere practic contactul glisant cu mercur permite o solicitare electrică de zeci de ori mai mare decît contactul glisant obișnuit, utilizat astăzi în construcția mașinilor electrice, format din perii pe bază de cărbune. Fără nici o dificultate și sub căderi de tensiuni mici, la viteze importante de zeci de metri pe secundă se poate obține o solicitare a contactului glisant cu mercur de $300 \sim 400$ A/cm², ceea ce înseamnă o solicitare de cel puțin 20 ori mai mare decît în cazul contactelor glisante obișnuite. De altfel la o solicitare electrică mai mare, este suficient să se mărească debitul de mercur care să preia căldura dezvoltată.

În experiențele efectuate cu modelul experimental, cum rezultă din tabela 2 și fig. 4, unei viteze de 30 m/sec îi corespunde o suprafață de trecere $F = 7,8$ mm² și pentru curentul de 400 A (fig. 4) rezultă o densitate de curent de 5 000 A/cm², care nu a avut altă urmare decît încălzirea mercurului.

Trebuie să se aibă însă în vedere că nu este recomandabil, ca orificiile de aducere a mercurului în interstițiul δ , din perii, să fie prea mari, peste 2 ~ 3 mm pentru că în acest caz în suprafața de contact din fața orificiului au loc curenți turbionari de mercur, cari au ca urmare mărirea pierderilor mecanice în contact și încălzirea inutilă a mercurului și prin urmare reducerea capacității contactului.

Mărirea capacității unui contact glisant cu mercur se poate face executînd orificiul de aducere a mercurului sub formă de fantă, a cărei lățime să rămînă sub 2 mm, iar lungimea în direcție perpendiculară pe viteza de

deplasare fiind determinată numai de curentul care trebuie să treacă prin contact.

Contactul glisant cu mercur este potrivit pentru colectarea curenților foarte mari, de ordinul miilor sau zecilor de mii de amperi, în care caz este recomandabil să nu se utilizeze un singur contact, ci să se dividă în mai multe părți puse în paralel, ceea ce are ca urmare, pe de o parte o simplificare din punct de vedere constructiv a piesei perie, iar pe de altă parte o mărire a siguranței de funcționare a contactului în ansamblu, neavând mare importanță, dacă pentru moment, unul dintre contactele elementare nu funcționează din cauza opririi mercurului prin el, ceea ce nu-i admisibil în cazul unui singur contact.

Este interesant de observat că acest contact se poate executa și sub formă de perie care alunecă pe inelul rotoric ca și periile obișnuite, nefiind necesară stabilirea rigidă a interstițiului δ , care se formează în acest caz în mod automat. Periile trebuie apăsate cu resoarte pe inelele colectoare, cu presiuni de același ordin ca și la periile de cărbune. Trebuie asigurată însă prinderea periei astfel încât să nu ducă la mărirea interstițiului sub muchia de eșire căci aceasta duce la deteriorarea contactului.

Tot în acest caz, când periile alunecă pe inelul colector, trebuie avut în vedere că nu este recomandabil ca atât piesele perii, cât și inelul colector să se execute din materiale magnetice. Cel puțin o parte trebuie executată din material nemagnetic (oțel nemagnetic).

Trebuie luate măsuri ca totul să se petreacă într-un spațiu închis din cauza toxicității vaporilor de mercur.

Concluzia finală care se poate trage este că acest contact glisant cu mercur se poate utiliza cu succes în construcția mașinilor electrice având o serie de avantaje față de contactele obișnuite, de cele ionice cu arc în vaporii de mercur, precum și față de semiconductoare, în comparație cu care este mult mai sigur, în funcționare și mai simplu de obținut.

ОБ ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ ПЕРЕХОДНОМ СОПРОТИВЛЕНИИ ПРИ СКОЛЬЗЯЩЕМ КОНТАКТЕ СО РТУТЬЮ

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагаются результаты, полученные на экспериментальной установке, при использовании скользящего контакта со ртутью. Были получены удельные усилия в десятки раз большие, чем в обыкновенных скользящих контактах, достигающие до 5000 А/см^2 .

Были сделаны попытки теоретического изучения процессов имеющих место в этом типе контакта, прийдя к заключению о возможности устройства такого контакта.

Согласно выводам, этот тип контакта можно с успехом использовать при конструировании электрических машин, достигнув многих преимуществ по сравнению с обычными скользящими контактами и по сравнению с контактами основанными на вентильном эффекте электрической дуги и полупроводников.

ÜBER DEN ELEKTRISCHEN ÜBERGANGSWIDERSTAND BEI QUECKSILBERSCHLEIFKONTAKTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit werden die mit einer Prüfeinrichtung erreichten Ergebnisse über Quecksilberschleifkontakte gezeigt.

Es wurden zehnmal grössere spezifische elektrische Belastungen als bei den gewöhnlichen Kohlenbürsten erzielt. Es wurden bei diesen Quecksilberkontakten über 5000 A/cm^2 bei Gleitgeschwindigkeiten von über 20 m/sec erreicht.

Weiterhin wurden die theoretischen Voraussetzungen über diesen Kontakttyp gezeigt, sowie auch die technischen Bedingungen, welche die praktische Verwendung ermöglichen.

Man gelangt zur Schlussfolgerung, dass es möglich ist, diese Kontakte bei der Konstruktion von Maschinen und besonders von Drehumformern zu verwenden. Sie besitzen viele Vorteile gegenüber den gewöhnlichen Gleitkontakten sowie auch gegenüber von solchen Kontakten, die durch elektrische Bogen oder durch Halbleiter gebildet werden.

BIBLIOGRAFIE

1. Patentul Andronescu Plautius nr. 105603/1923, Elveția.
2. Patentul Nicolau Alexandru, Nr. 41100 din 1957 RPR
3. E. Poirson, Production et emplois des courants continus à grande intensité. Dynamos à induction unipolaire ou asynchrones R.G.E. T. XLIV, nr. 19, 1938, p. 605—612.
4. E. Carafoli, *Mecanica Fluidelor* I și II, Ed. Academiei R.P.R., 1956.
5. W. Gröbner, Integraltäfel I. Unbestimmte Integrale, Wien, Springer Verlag, 1949. N. Hoffreiter, II. Bestimmte Integrale, Wien, Springer Verlag, 1950.
6. R. M. Mayeur, Contribution à l'étude des contacts glissants. R.G.E. T. 64 — 1955, nr. 1, p. 19—43.
Elements d'une theorie des contacts glissants R.G.E. T. 66 — 1957, nr. 4, p. 207—225.

DETERMINAREA LUNGIMII UTILE A DECANTOARELOR ORIZONTALE

DE

ZBEGAN V., JURA C., GIURCONIU M., POPA GH.

Dimensionarea decantoarelor este mult discutată atât în țară cât și în străinătate și controversa se extinde asupra tuturor factorilor dimensionali, dar în special asupra lungimii.

Pentru a arăta calea demonstrațiilor experimentale urmată pentru documentarea și justificarea tezei susținute prin prezentul studiu, ne referim, ca punct de plecare, la principiul teoretic al vitezei de sedimentare u , concretizat în chimia coloizilor prin legea lui Stokes, ce în practica decantoarelor însă trece sub forma sumară a raportului dintre adâncimea h a apei limpezite dintr-un vas oarecare cu apa în repaus — conform fig. 1 — și între timpul t , pe durata căruia s-a petrecut limpezirea observată — acest din urmă factor fiind totodată și parametrul fundamental pentru dimensionarea decantoarelor.

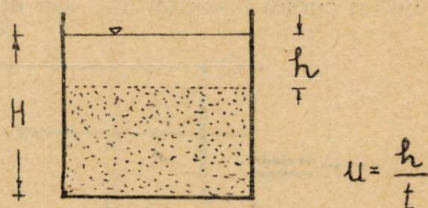


Fig. 1. Limpezire cu apă în repaus.

În cazul procedurii de sedimentare în curs continuu însă intervin noi factori, de ordin hidraulic — care pe lângă principiul cuprins în legea lui Stokes, — sînt decisivi în determinarea procesului de sedimentare. Astfel se introduc ca valori operative debitul Q , viteza de translație v a apei prin bazin, secțiunea transversală S cu adâncimea h și lățimea totală B respectiv lățimea compartimentelor b , precum și lungimea L și volumul V al decantorului.

Urmărind în mod comparativ fenomenul limpezirii unei ape în repaus față de a uneia în curs continuu, poate servi în acest scop exemplul unui vas de dimensiuni mai mici, a cărui adâncime însă să fie egală cu aceea a decantorului, — care vas se umple cu aceeași apă și se lasă să plutească liber pe calea curenților din decantor. Cronometrînd procesul de sedimentare și verificînd gradul de limpezire la terminarea experimentului, se va constata că rezultatul este aproape identic, că deci suspensiunile își urmează procesul lor de sedimentare, indiferent dacă apa este în repaus, sau în curs continuu.

Faptul acesta este indiferent bineînțeles cît timp regimul apei în curs continuu nu se îndepărtează prea mult de acela al apei în repaus. De aci atenția cuvenită pentru a menține o viteză de translație cît mai lentă, care să susțină un curs cît mai puțin agitat, așa cum sînt asigurate aceste condițiuni la apa în repaus.

La viteze mici însă corespunde — pentru același timp de reținere — și lungimi aferente mici — dar despre lungimile mici se susține că prin curenții de la intrarea și ieșirea apei din bazin, procentual se consumă mai mult din lungimea calculată a decantorului decît este cazul la lungimile mai mari.

Și tocmai de aci se începe discuția, împărțindu-se preferințele pentru decantoare scurte, sau lungi.

Așa se întîmplă că nici pînă azi nu s-a ajuns la normative definitive pentru lungimile decantoarelor și că s-au construit și se construiesc încă și în prezent, decantoare cu lungimi de 10—40 m și chiar pînă la 80 și 120 m.

În această nesiguranță, am întreprins cercetări experimentale de laborator, urmărind — drept contribuție și din partea noastră —, stabilirea lungimilor parcurse de curenții de la intrarea și ieșirea apei și astfel determinarea lungimii utile pentru sedimentare a unui decantor.

Am urmărit din parte-ne această problemă pe considerentul că pe lungimea hidraulică operativă L a decantorului, destinată pentru limpezirea apei în mișcare, se disting trei lungimi specifice diversilor curenți ce se produc în cursul decantorului, așa după cum sînt repartizate în fig. 2 :

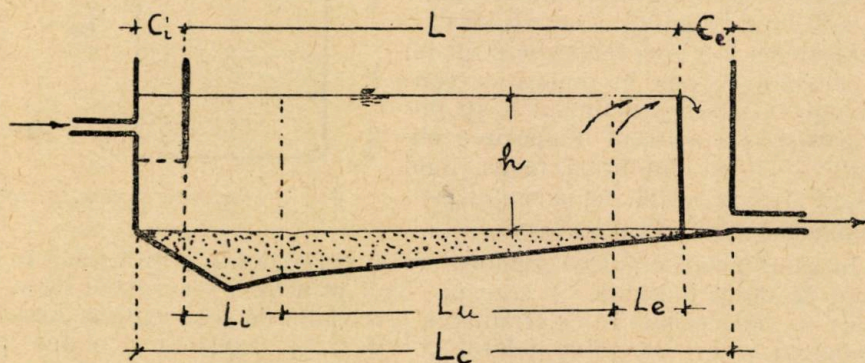


Fig. 2. Lungimile specifice ale decantoarelor orizontale.

în care L_i înseamnă lungimea curenților agitați de la intrarea apei în decantor ; L_u este lungimea utilă a decantorului, adică lungimea de reținere a apei pe durata timpului de sedimentare t , avînd valoarea $L_u = v \cdot t$, pe care se formează un curs liniștit și sedimentarea se produce în mod normal ; iar L_e este lungimea curenților de ieșire a apei pînă la construcția de colectare a apei decantate.

Lungimea totală L_c a construcției decantorului este $L_c = L + C_i + C_e$, — în care C_i înseamnă lungimea dispozitivului constructiv de distribuția apei

în decantor și C_e construcția de colectare a apei decantate. Lungimea L_e nu intră operativ în cercetările de ordin hidraulic urmărite prin acest studiu.

Experimentările s-au urmărit în laboratorul de hidrotehnică al Facultății de Construcții I.P.T. (Institutul Politehnic Timișoara), servind de model în acest scop un canal de sticlă de 11,45 m lungime și cu secțiunea de 0,51 m lățime și 0,52 m înălțime.

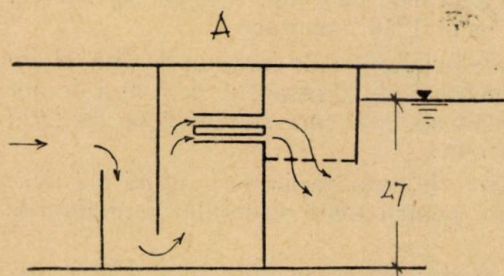


Fig. 3. Dispozitiv de distribuție a apei pentru $h=47$ cm.

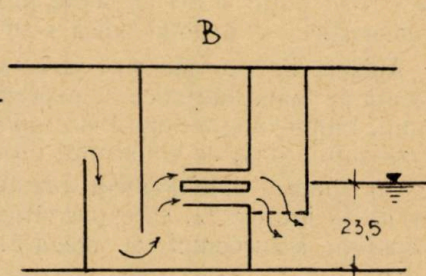


Fig. 4. Dispozitiv de distribuție a apei pentru $h=23,5$ cm.

Modelul a fost ajustat cu două dispozitive de distribuție a apei în decantor, iar la esire un deversor cu pereți subțiri fără contracții laterale — dispozitivele fiind potrivite pentru a servi la două adâncimi de experimentare în decantor și anume la $h=47$ cm și la $h=23,5$ cm, conform fig. 3 respectiv 4.

Aceste dispozitive au fost efans montate în model, pentru experimentările operate la lungimile $L=10$ m și 5 m.

În pereții frontali a celor două dispozitive, — care sînt totodată și pereții decantorului, — s-au introdus la dispozitivul A, 5 tuburi de admisie cu Φ 45 mm avînd suprafața totală $=79,5$ cm², iar la dispozitivul B, 4 tuburi cu Φ 45 mm cu suprafața totală $=63,5$ cm².

Aceste tuburi au vărsat apa într-un jgheab de distribuție, care a fost format dintr-un deflector vertical cu pereții plini precum și din fundul orizontal, perforat pe întreaga suprafață: la dispozitivul A cu 81 orificii circulare Φ 1,85 cm și suprafața totală de 217 cm², respectiv la dispozitivul B cu 40 orificii Φ 1,85 cm și suprafața totală 107,5 cm² repartizate în mod uniform.

Jgheabul a cuprins întreaga lățime de 51 cm a decantorului model avînd lățimea de 23, respectiv 18 cm, — măsurată în direcția cursului în decantor — și înălțimea pereților de la caz la caz, pînă deasupra nivelului de experimentare al apei. Înălțimea fundului deasupra de radierul decantorului a fost de 29 cm la dispozitivul A și 13 cm la B — adică aproape la jumătatea înălțimii coloanei de apă în decantor.

În felul acesta vitezele de intrare au fost succesiv reduse: începînd cu vitezele din tuburile de admisie și trecînd prin secțiunea jgheabului, apa pătrunde prin găurile fundului, cu viteză redusă și trece în spațiul decantorului cu viteză din nou redusă.

Pentru observarea fenomenului, a cărei mișcare a servit la măsurarea timpilor și lungimilor caracteristice, s-a folosit fuxina ca indicator colorant.

Operațiunile de cercetare au fost grupate pe 4 situații ale decantorului în funcție de L și h — de fiecare situație aplicându-se 3 regimuri de mișcare a apei în funcție de Q și σ și fiecare regim din situațiile I și II cu câte 42, respectiv în situațiile III și IV cu câte 21 subdiviziuni de lungimi, fiind repetate de cel puțin 3 ori cu toate înregistrările de timp, lungimi și vitezele caracteristice, — în total adică s-au făcut 1218 măsurări.

Măsurările s-au făcut pe scara subdiviziunilor de lungimi de câte 24 cm aplicată pe toată lungimea de experimentare de 10 respectiv de 5 m a decantorului, timpii lungimilor fiind cronometrați la fiecare subdiviziune conform cu indicațiile date de colorantul indicator.

Cu ajutorul datelor medii rezultate din măsurările de lungimi a curenților de la intrare L_i , corespunzătoare pentru toate situațiile și regimurile de operații, s-au completat tabela 1.

Valorile din acest tabel servesc pentru obținerea unor relații între elementele măsurate, sau date : L , L_i , h , σ .

Tabela 1

Valorile medii ale lungimilor L_i

Situația	Regim	Dispozitiv	Q l/s	L m	B m	h m	σ mm/s	L_i m	L_u m	Temperatura apei gr C°
I	1	A	2,4	10	0,51	0,47	10	1,44	8,56	10
	2		1,2				5	1,24	8,76	12
	3		0,48				2	0,80	9,20	11
II	1	B	1,2	10		0,235	10	0,52	9,48	12
	2		0,6				5	0,40	9,60	11
	3		0,24				2	0,32	9,68	11
III	1	A	2,4	5		0,47	10	0,76	4,24	11
	2		1,2				5	0,60	4,40	11
	3		0,48				2	0,50	4,50	10
IV	1	B	1,2	5		0,235	10	0,30	4,70	11
	2		0,6				5	0,24	4,76	10
	3		0,24				2	0,18	4,82	11

Cum însă față de viteza de translație σ de calcul, care este dată, vitezele de translație reale σ_r ale cursului prin decantor variază pe parcurs — pentru a demonstra comparativ aceste variații, s-au înregistrat timpii de parcurgere a vârfului colorant pe scara subdiviziunilor indicată pe toată lungimea a decantorului ; datele medii obținute din valorile medii ale timpilor cronometrați astfel, sint trecute în tabela 2.

Tabela 2

Timp de parcurgere a virfului colorantului în secunde începînd de la eșirea din orificiile din jgheab

Situția Regim Lungimea	I			II			III			IV		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
0,48	15	5	16	25	10	21	4	6	15	4	7	20
0,96	22	14	66	45	40	85	12	27	52	15	43	85
1,44	32	27	131	65	70	134	28	54	90	47	105	161
1,92	41	45	214	95	102	215	50	88	143	76	175	227
2,40	51	94	288	130	162	312	80	124	255	98	243	305
2,88	66	160	377	170	222	372	122	178	330	133	320	398
3,36	86	223	466	212	293	454	149	235	420	169	391	493
3,84	132	283	536	255	355	535	178	300	490	202	454	590
4,32	158	353	613	302	425	623	217	365	590	238	522	687
4,80	194	432	707	345	501	723	257	427	680	267	582	777
5,00	243	505	782	375	570	805	300	497	780	298	645	862
5,28	260	535	815	390	605	845	320	532	825	310	670	900
5,76	282	573	861	412	635	897						
6,24	324	658	946	447	715	1 000						
6,72	378	722	1 026	487	780	1 100						
7,20	419	797	1 125	527	850	1 197						
7,68	472	861	1 193	570	917	1 305						
8,16	502	917	1 287	610	985	1 400						
8,64	542	985	1 360	650	1 045	1 494						
9,12	579	1 055	1 436	690	1 104	1 590						
9,60	618	1 109	1 529	727	1 163	1 672						
10,00	673	1 149	1 622	757	1 208	1 747						
	725	1 187	1 680	787	1 243	1 820						

Cu ajutorul acestor valori s-au întocmit diagramele pentru cele 4 situații I, II, III, IV, fig. 5—8.

Aceste diagrame prezintă relația lungimilor parcurse în funcție de timp, — panta curbei reprezintă media vitezelor reale v_r . Din diagrame mai rezultă caracteristicile cuprinse în tabela 3.

Tabela 3

Valorile vitezelor caracteristice v_r în mm/s aferente diferitelor lungimi specifice ale decantatorului

Situția Regim Pe lungime	I			II			III			IV		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
L_i	35	31	8	17	10	6	38	20	10	30	10	6
L_u	11,6	5,5	5,7	12,7	7,7	5	13,5	8,6	5,8	16	7,5	5,76

Se observă că la toate regimurile cu viteze de calcul date cu valori mari de 5 mm/s, respectiv 10 mm/s, vitezele reale de translație v_r , măsurate cu ajutorul colorantului indicator pe lungimea utilă L_u , în care cursul apei

are un caracter presupus liniștit, sînt practic egale cu vitezele de calcul date v , pentru regimurile respective. Se poate trage deci concluzia că în aceste regimuri cursurile sînt relativ uniforme în toată secțiunea și ca atare se vor putea continua calculele cu viteza de calcul dată.

La regimurile cu viteza de calcul dată de 2 mm/s, viteza măsurată v_r — după cum se vede și din diagramele din fig. 5—8 — este sensibil mai

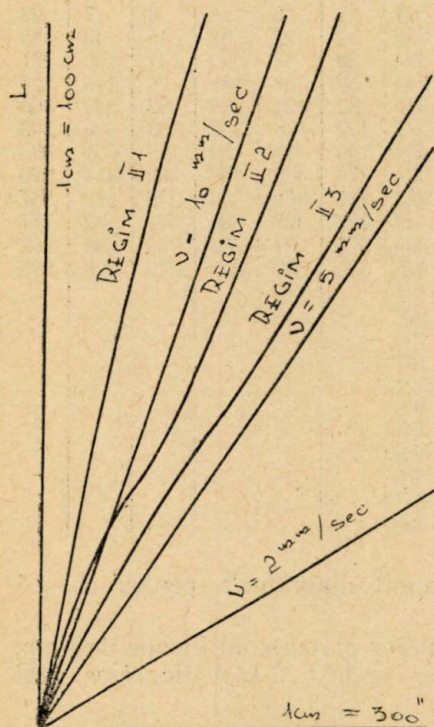


Fig. 5. Relația lungimilor parcurse în funcție de timp pentru regimurile I, II, III.

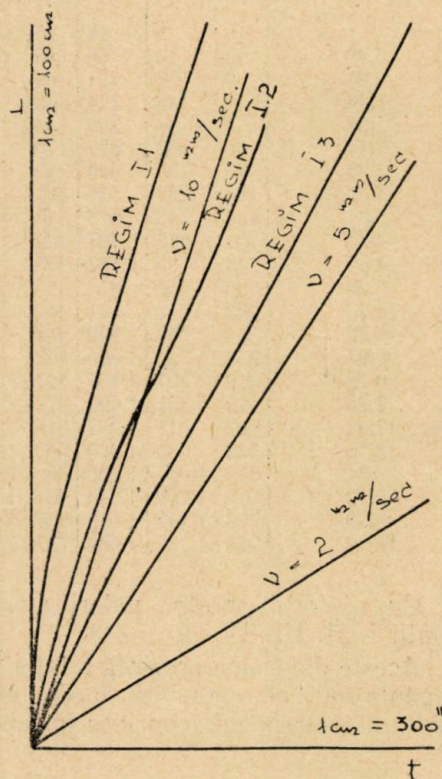


Fig. 6. Relația lungimilor parcurse în funcție de timp pentru regimurile IV, V, VI

mare decît cea dată. Avînd în vedere însă că repartizarea neuniformă a vitezelor în secțiune în cazul mișcării lente, nu prejudicează procesul sedimentării, atîta timp cît vitezele au direcție orizontală în toată secțiunea. Se poate deci considera că și la aceste regimuri valorile vitezelor înregistrate vor fi concludente cu vitezele de calcul date.

Inceputul regimului de mișcare liniștit, considerat cu o repartitie uniformă a vitezelor, este punctul critic în care se termină totodată și parcursul curenților de la intrare L_i , — fiind considerat, fără deosebire, în fiecare regim punctul în care curenții după eșirea din orificiile de distribuție au

trecut de la mișcarea ascendentă la mișcarea în sens orizontal și în care punct și secțiunea a fost în plin și uniform colorată de colorantul indicator.

Menționăm în prealabil că mărimea L_c se consideră neglijabilă, după cum se va justifica în cele ce urmează.

— Lungimile L_i ale curenților de la intrare, cuprinse în tabelul 1, le putem sistematiza într-o formulă unică, valabilă pentru toate rapoartele

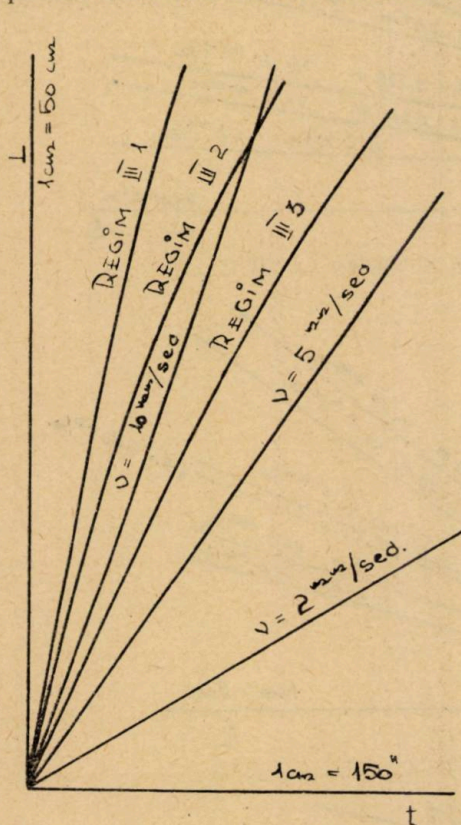


Fig. 7. Relația lungimilor parcurse în funcție de timp pentru regimurile VII, VIII, IX.

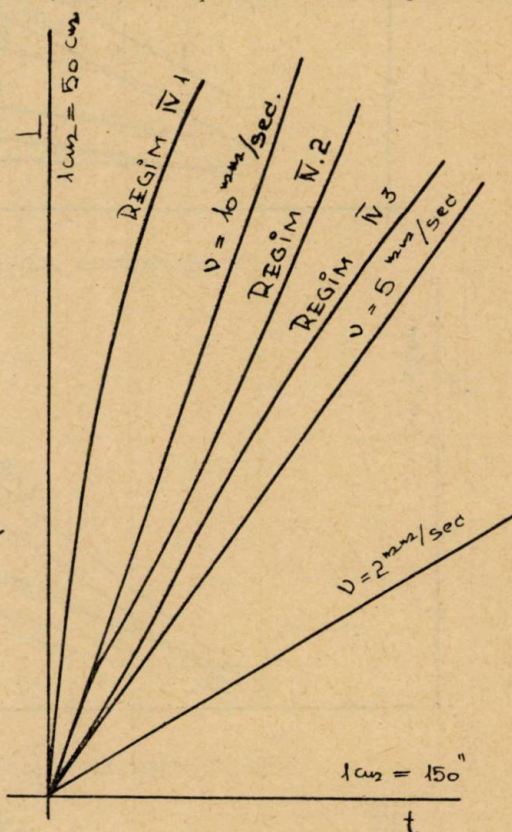


Fig. 8. Relația lungimilor parcurse în funcție de timp pentru regimurile X, XI, XII.

dimensiunilor de lungimi și înălțimi în decantorul model și totodată pentru gama de viteze luate în studiu.

Din cele expuse anterior se vede că încercările experimentale, care au permis măsurarea lungimilor L_i a curenților de la intrare, s-au făcut pentru toate combinațiile posibile a mărimilor :

$L = 10$ m și $L = 5$ m, lungimile operative ale decantorului ;

$h = 0,470$ m și $h = 0,235$ m, înălțimile apei în decantor, — menținând constată lățimea $B = 0,51$ m, pentru a avea cele mai variate rapoarte L/B , h/B respectiv L/h , la vitezele $v = 2$, $v = 5$ și $v = 10$ mm/s.

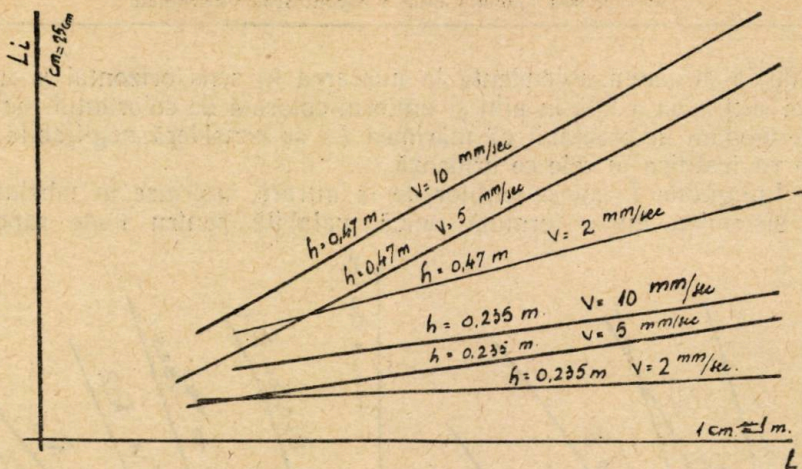


Fig. 9. Reprezentarea grafică a funcției $Li = f(L)$.

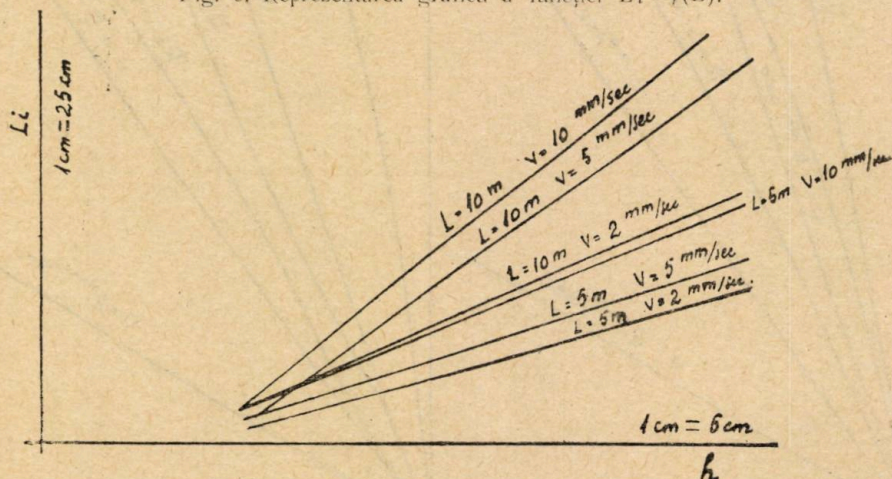


Fig. 10. Reprezentarea grafică a funcției $Li = f(h)$.

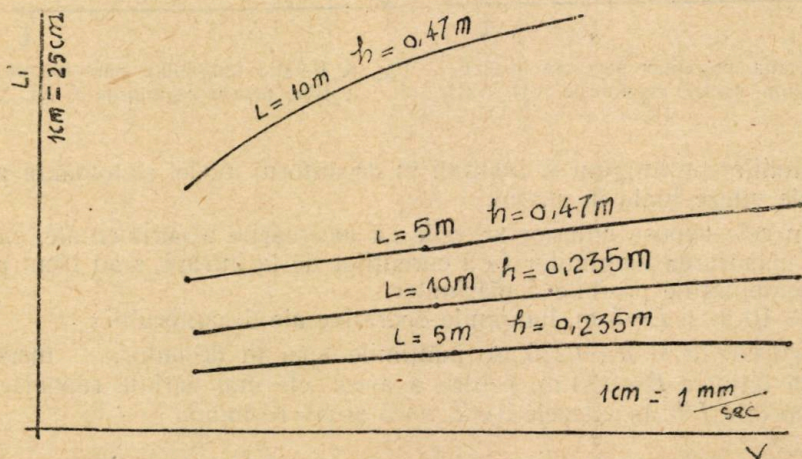


Fig. 11. Reprezentarea grafică a funcției $Li = f(v)$.

Pentru o interpretare completă a rezultatelor și pentru a putea găsi prin interpolare lungimile L_i și pentru alte valori L, h și v în limitele modelului de încercări, s-a stabilit o relație $L_i = f(L, h, v)$ în felul următor.

S-a observat întâi că menținând $L = \text{constant}$ și $h = \text{constant}$, lungimile L_i se găsesc, în funcție de viteza v , foarte apropiate de valorile date prin relații de forma $L_i = n \sqrt[3]{v}$ astfel că se poate propune relația :

$$L_i = f_1(L, h) f_2(v)$$

în care $n = f_1(L, h)$ și $\sqrt[3]{v} = f_2(v)$.

De asemenea s-a putut observa că mărimile L_i cresc și cu lungimea L și cu înălțimea h , creșterea fiind însă în mai mare măsură cu h și ceva mai puțin cu creșterea lungimii L , ceea ce justifică propunerea relației :

$$f_1(L, h) = K(L+a)(h+b)$$

Cunoscând valorile funcțiunii $f_1(L, h)$, s-a dovedit că se găsește o valoare unică a coeficientului K pentru toate valorile L și h introduse în relație și că atât din reprezentarea grafică a funcțiilor — fig. 9—11 — cât și prin determinarea analitică a parametrilor s-a putut stabili o valoare pozitivă pentru a și una negativă pentru b și anume $a = 1,25$, $b = -0,097$, iar $K = 0,156$, așa că relația căutată este :

$$L_i = 0,156(L + 1,25)(h - 0,097) \sqrt[3]{v}$$

sau rotunjite

$$L_i = 0,15(L + 1,3)(h - 0,1) \sqrt[3]{v}$$

Mărimile L, h și L_i se introduc în m iar viteza v în mm/s.

Se poate ușor arăta comparînd rezultatele obținute prin aplicarea acestei formule cu majorările de lungimi L a decantorului — cerute în mod curent în literatură — că aplicarea formulei la dimensiunile reale ale decantoarelor ar da valori L_i exagerat de mari.

Formula este ca atare valabilă în condițiunile de amenajare ale decantorului experimental și trebuie considerată aplicabilă la lungimile modelului între 5 și 10 m, la adîncimi între 10 și 50 cm și la o gamă a vitezelor de translație v între 1 și 10 mm/s, precum și la lățimea $B = 51$ cm.

Și cum pentru practică va trebui să se stabilească lungimea L_i a curenților de la intrare cu care se cere să fie majorată lungimea utilă calculată L_u , se propune ca lungimea L_i să fie exprimată în funcție de lungimea utilă L_u , înlocuindu-se L cu $(L_i + L_u)$ obținîndu-se astfel relația :

$$L_i = \frac{0,15(L_u + 1,3)(h - 0,1) \sqrt[3]{v}}{1 - 0,15(h - 0,1) \sqrt[3]{v}}$$

Practic la dimensionarea unui decantor, problema determinării lungimii suplimentare L_i se poate pune în felul următor :

Fiind cunoscut debitul Q , mărimea care determină cantitativ dimensiunile principale ale construcției ; dat fiind și timpul de sedimentare t ,

respectiv viteza de sedimentare u , mărimi care determină calitativ procesul limpezirii, se cere să se stabilească volumul util și dimensiunile decantorului. Volumul util rezultă direct din relația

$$V = Q \cdot t$$

iar adâncimea $h = u \cdot t$

Stabilirea celorlalte dimensiuni însă rămâne arbitrară atâta timp cît se poate adopta la alegere una dintre dimensiuni, bunăoară lungimea L_u sau lățimea B .

Alegerea unei anumite lungimi L_u presupune alegerea unei viteze de translație v , ceea ce în virtutea relației

$$L_u = v \cdot t$$

este tocmai problema a cărei soluționare ne-o propunem.

Vom considera ca soluție optimă aceea la care lungimea curenților L_i reprezintă o fracțiune cît mai mică din lungimea utilă L_u calculată.

Pentru fiecare lungime L_u propusă se pot calcula direct valorile tuturor mărimilor ce intervin în dimensionarea decantoarelor conform cu relațiile respective îndeobște cunoscute.

Considerînd aplicabilă legea de similitudine a curenților după criteriul Froude, deoarece pe deoparte sînt hotărîtoare forțele de inerție și cele de gravitație, iar pe de altă parte pentru că înălțimea apei este mare în decantorul model și viteza de translație atît de mică încît forțele de frecare nu pot fi decisive, se va stabili o atare mărime a scării geometrice λ la care lățimea modelului devine egală cu lățimea $B = 0,51$ m a decantorului experimental și cu ajutorul ei se vor calcula toate mărimile modelului.

Odată stabilită lungimea L_i pe fenomenul model, cu ajutorul relației de mai sus, se va putea cu ușurință recalcula, pe baza raportului de asemănare, pentru decantorul real. Lungimea totală operativă a decantorului va fi astfel:

$$L = L_u + L_i$$

Sau calculînd lungimea L_u și apoi lungimea L_i , se poate exprima lungimea L și în funcție de L_u , aplicînd relația de forma:

$$L = L_u \left(1 + \frac{L_i}{L_u} \right) = \alpha L_u$$

în care $\alpha = 1,08 - 1,17$ sau rotund $\alpha = 1,1 - 1,2$,

de aceeași natură cu formula recomandată de norme și manuale cu coeficientul $\alpha = 1,2 - 1,5$ cu cît se propune o majorare a lungimii utile calculate, sau ceea ce este echivalent cu majorarea în aceeași măsură a volumului, respectiv a duratei de reținere corespunzătoare cu proporția curenților de la intrare și eșire.

Se va observa faptul că nu s-a luat în considerare majorarea lungimei operative L cu lungimea corespunzătoare L_e a curenților de la eșirea apei din decantor, deși pe lângă stabilirea curenților de la intrare L_i s-au urmărit concomitent, la toate cele 12 regimuri studiate și mișcarea curenților de la

eşire L_e , ţinînd sub observare secţiunile progresiv strangulate înspre deversor, determinînd totodată şi vitezele aferente cursului în această zonă a decantorului.

Valorile obţinute pentru lungimile L_e au dat variaţii între 15 cm la regimul I/1 ca valoare maximă şi 6 cm la regimul IV/3 valoare minimă.

La fel şi vitezele observate în porţiunile din această zonă, au atins valoarea maximă de 20 mm/s la distanţe de 15 cm în sus de deversor, deci mult inferioară vitezei limită de 50 mm/s pînă la care depunerile de pe radierul decantorului încă nu sînt antrenate în curentul apei de la eşire — iar viteza de translaţie de 10 mm/s admisă ca normală încă, nu este prejudicios depăşită pentru procesul de sedimentare.

Aşa fiind, valorile L_e rezultate din cercetările urmărite, se pot declara de neglijabile pentru practica decantoarelor orizontale.

Dezvoltarea demonstraţiilor, bazată pe încercările studiate conform celor expuse anterior, o considerăm încheiată cu rezultate concludente şi date certe.

Problema urmează a mai fi studiată şi pe baza altor criterii, în primul rînd prin studiul decantării cu apă încărcată cu suspensiuni.

Drept concluzii putem rezuma următoarele rezultate:

— Cu mărirea adîncimii h cresc şi lungimile curenţilor de la intrare L_i .

— Cresc lungimiile L_i şi cu creşterea vitezei de translaţie de calcul v .

— La fel şi cu lungimile hidraulic operative L ale decantorului cresc şi lungimile L_i .

În consecinţă lungimea utilă L_u este optim asigurată la decantoarele cu adîncimea h , vitezele de translaţie v şi lungimile operative L mici.

— Coeficientul de majorare a lungimii utile rezultat din cercetările noastre $\alpha = 1,1-1,2$ este mai mic decît valorile coeficientului $\alpha = 1,2-1,5$ dat ca normativ de unii autori şi adoptat şi de STAS, ceea ce înseamnă că spaţiul socotit pierdut pentru o sedimentare normală prin lungimea L_i este mai mic şi prin urmare că rezultă o dimensionare mai economică a decantoarelor.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛЕЗНОЙ ДЛИНЫ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ОТСТОЙНИКОВ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается экспериментальным путем, проведенным на основании подобия в стеклянном канале, принятом в качестве модели, режим движения воды в отстойнике. На основании полученных результатов устанавливается соотношение для определения длины входных и выходных потоков воды в зависимости от различных длин, глубин и скоростей.

Работа произведена с целью установления технико-экономических нормативов по уточнению полезной длины для оптимального процесса отстаивания в воде с постоянным течением и в связи с этим также для определения остальных размеров конструкции отстойника.

DETERMINATION DE LA LONGEUR UTILE DES DECANTEURS HORIZONTAUX.

(RÉSUMÉ)

L'étude a suivi par voie expérimentale le régime de l'écoulement de l'eau dans un décanteur. Les expériences ont été appliquées en même temps sur un canal en verre servant comme modèle.

Basé sur les résultats obtenus, on a établi la relation pour déterminer la longueur des courants à l'entrée et à la sortie de l'eau en fonction de diverses longueurs, profondeurs et vitesses.

L'étude est une contribution à l'établissement de certaines normes technico-économiques pour préciser les longueurs utiles au processus de sédimentation optimale dans un courant d'eau continu et pour déterminer les autres dimensions de la construction du décanteur.

BIBLIOGRAPHIE

1. J. V. Hrázky, *Vodarenstvi*.
2. N. N. Geniev, N. N. Avramov, V. J. Pavlov, *Alimentări cu apă* (tr. l. rusă).
3. G. G. Şigorin, L. G. Demidov, *Canalizarea* (tr. l. rusă).
4. E. Imbeaux; *Qualités de l'eau et moyens des correction*.
5. E. Gross; *Handbuch der Wasserversorgung*.
6. K. Imhoff; *Taschenbuch des Stadtentwässerung*.
7. W. Geissler; *Kanalisation und Abwasserreinigung*.
8. G. Novak; *Epurarea apelor uzate* — Voda 34—1. I. 1954 (tr. l. cehă).

STUDIUL POSIBILITĂȚILOR DE ÎMBUNĂȚĂȚIRE ȘI STABILIREA CARACTERISTICILOR DE FUNCȚIONARE ALE CARBURATORULUI

I. M. B. 1958

DE

M. BANARESCU, V. BERINDEAN, T. RAICA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU

*Comunicare prezentată în sesiunea VII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice
din 28—29 noiembrie 1959.*

1. INTRODUCERE

În cadrul colaborării cu întreprinderea I.M.B. Timișoara s-au efectuat la laboratorul de motoare cu ardere internă începînd cu anul 1953 numeroase încercări asupra motorului cu benzină care servește pentru antrenarea agregatului de motopompă pentru stîns incendiu. Încercări care au avut de scop îmbunătățirea parametrilor de funcționare ai motorului și în special în vederea ridicării puterii motorului.

Unul dintre procedeele cele mai importante folosite în vederea acestui scop este îmbunătățirea randamentului volumetric sau al gradului de umplere al motorului.

Din analiza factorilor care influențează asupra randamentului volumetric și a rezultatelor experimentale obținute pînă în prezent s-a ajuns la concluzia că procedeul cel mai simplu pentru a obține o creștere a puterii este mărirea secțiunii minime de trecere a tubului difuzor a carburatorului (de la $\Phi = 24$ mm la $\Phi = 26,4$ mm) adoptîndu-se și o creștere de 20% a secțiunii de ieșire a jiclorului principal. Totodată s-a mărit corespunzător și secțiunea de intrare și ieșire a carburatorului precum și clapeta de reglaj și șocul de aer.

Lucrarea de față își propune să rezolve pe baza rezultatelor experimentale următoarele:

1. Stabilirea caracteristicii de reglare a motorului pentru carburatorul nemodificat și pentru carburatorul modificat în două variante constructive de tub difuzor (cu lungime inițială și cu lungime mărită proporțional cu diametrul).

2. Posibilitatea obținerii puterii de 45 CP numai printr-o modificare simplă a carburatorului fără să fie necesară folosirea unui carburator de alt tip.

2. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIENȚELOR

2.1. Descrierea instalației

Pentru efectuarea încercărilor s-a folosit un stand amenajat pentru încercări de motoare cu benzină, fig. 1.

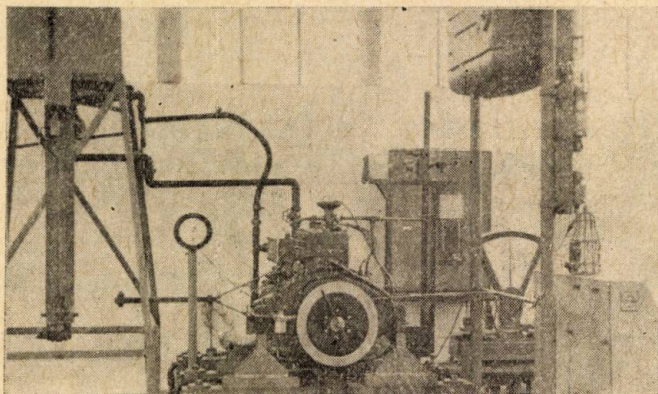


Fig. 1. Vederea generală a instalației.

Principalele părți componente ale standului :

1. Masă de comandă cu aparatura necesară pentru a măsura : temperatura și presiunea uleiului și a apei de răcire.
2. Instalație volumetrică pentru măsurat consumul de combustibil.
3. Frână hidraulică Junkers tip D. 4. K.
4. Aparatură anexe : termometre cu mercur pentru măsurat temperatura apei la intrare și la ieșire ; psicrometru, barometru cu mercur, tahometru cu inducție pentru măsurarea aproximativă a turației, tahometru manual și un aparat pentru calibrat jicloare.

2.2. Rezultate experimentale

Caracteristica de reglare s-a trasat pentru 8 poziții ale acului de reglaj al calității amestecului cu clapeta deschisă la maximum și s-au efectuat citiri pentru următoarele mărimi :

1. Condiții ambiante
 t_a — temperatura aerului
 B — presiunea barometrică mm Hg
2. Ulei
 t_u — temperatura uleiului măsurată la partea dreaptă a băii
 p_u — presiunea uleiului
3. Apă.
 t_{at} — temperatura apei la intrare în motor
 t_{ae} — temperatura apei la ieșire din motor
 p_a — presiunea apei de răcire la intrare.

4. Putere efectivă.

 F — forța de frinare n — turația rot/min.

Puterea efectivă s-a calculat cu relația :

$$P_e = c \cdot F \cdot n$$

în care :

$$c = 1,4 \cdot 10^{-3} \quad (1.2)$$

Relația folosită pentru calculul puterii efective reduse la condiții inițiale.

$$P_{e0} = P_e \frac{760}{B} \frac{530+t}{545} \quad (2.2)$$

5. Consumul de combustibil.

 G — greutatea de combustibil în grame τ_s — timpul în secunde G_h — consumul orar C_{e0} — consumul specific efectiv redus.

Rezultatele medii ale măsurătorilor sînt trecute în tabela 1.2.

Tabela 1.2

cuprinzînd condițiile ambiante și de funcționare ale motorului IMB-53

Nr.	Cond. amb.		Ulei		Apă			n	F _{kg}	P _{e₀}	Consum combustibil			
	B	t _a	t _{um}	p _{um}	t _{ai}	t _{ae}	p _{am}				τ _s	G _g	G _h	C _{e₀}
Carburator nemodificat														
1	768	13	92,3	2,90	14	69	0,934	2488	11,95	41,1	232,4	720	11,3	275
2		15	92	1,99	14	70	0,879	2488	12,10	41,7	225,9	720	11,5	276
3		16	96,9	1,82	14	69	0,9	2478	12,20	41,9	211	720	12,3	293
4		15	83,3	2,15	14	66	0,933	2511	12,30	42,8	199,6	720	13,0	303
5		15	94,5	1,875	14	69	0,885	2488	12,37	42,6	191,9	720	13,5	317
6		16	89,3	1,79	14	67	1,01	2512	12,15	42,5	185,7	720	14,0	330
7		16	83,5	1,76	14	65	1,00	2488	12,17	42,0	180,3	720	14,4	343
8		15	87,5	1,62	14	65	0,942	2507	12,10	42,1	178,5	720	14,54	346
Carburator modificat I														
1	764	19	73,9	2,085	14	54	1,73	2554	12,52	44,9	196,0	710	13,05	291
2		19	88,1	1,76	14	53	1,90	2541	12,53	44,7	193,5	710	13,20	295
3		17	98,5	1,705	14	53	1,935	2558	12,38	44,3	186,3	710	13,74	311
4		17	80,9	1,885	14	50	2,02	2520	12,65	44,6	181,3	710	14,10	316
5		17	86,1	2,760	14	57	1,35	2550	12,47	44,4	176,5	710	14,50	327
6		17	88,1	1,80	14	54	1,68	2555	12,43	44,3	178,0	710	14,35	324
7		16	94,2	1,70	14	61	1,145	2545	12,45	44,1	176,7	710	14,49	329
8		16	80,0	1,925	14	62	1,04	2550	12,60	44,9	176,9	710	14,45	322
Carburator modificat II														
1	764	14	73,7	2,15	14	62	1,16	2565	12,56	44,8	188,5	710	13,55	302
2		14	85,0	1,79	14	63	1,12	2555	12,46	44,3	185,6	710	13,80	312
3		14	94,8	1,70	14	62	1,10	2560	12,38	44,0	178,0	710	14,38	329
4		14	78,8	1,975	14	61	1,17	2550	12,56	44,5	173,3	710	14,76	332
5		14	89,3	1,80	14	62	1,11	2550	12,42	44,0	172,3	710	14,84	337
6		14	78,3	1,975	14	59	1,112	2568	12,35	44,1	171,5	710	14,90	337
7		14	90,5	1,775	14	61	1,08	2550	12,40	43,9	168,3	710	15,20	346
8		14	82,75	1,81	14	61	1,06	2545	12,47	44,1	168,7	710	15,17	344

6. Coeficienții de debit ai jicloarelor.

Pentru a se verifica în ce măsură corespund jicloarele cerințelor de reglaj s-a efectuat calibrarea lor după productivitatea lor. Rezultatele calibrării sînt date în diagrama $\mu_c = f(\Delta p)$ din fig. 2.

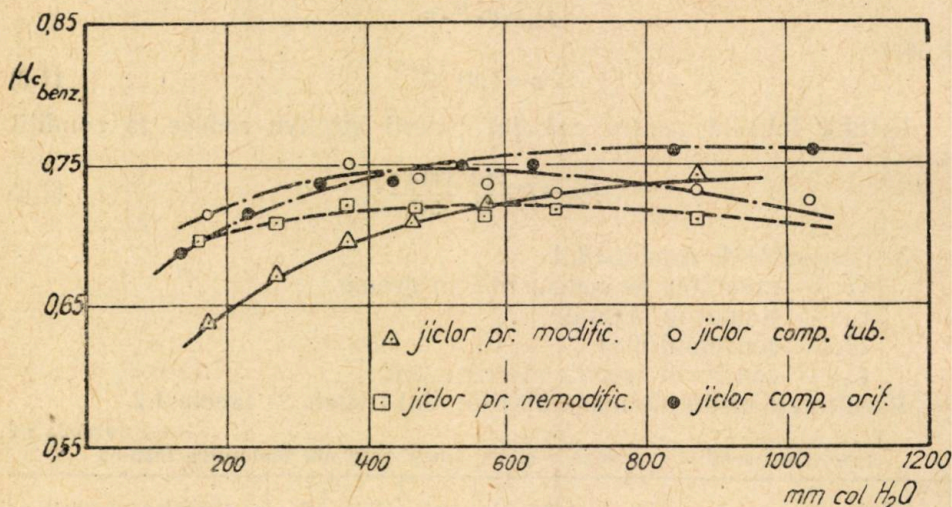


Fig. 2. Diagrama $\mu_c = f(\Delta p)$.

Rezultatele încercărilor de reglare au fost trecute în diagrama din fig. 3.

Examinînd curbele P_e și C_e se vede că în cazul carburatorului nemodificat P_e prezintă un maximum pentru poziția 4 a acului de reglaj, în timp ce la carburatorul modificat, puterea maximă a fost întotdeauna pentru poziția închisă. Consumul de combustibil specific a crescut în toate cazurile odată cu deschiderea acului de reglaj, el a avut valorile minime pentru carburatorul modificat cu difuzorul scurt și valorile maxime pentru carburatorul nemodificat dacă ne referim la aceleași limite de variație ale consumului orar de combustibil G_h . Ceea ce înseamnă că obținerea unei puteri mai mari nu este posibilă cu carburatorul nemodificat. Valorile consumului specific mai puțin favorabile în cazul tubului difuzor modificat lung se explică prin influența pierderilor suplimentare datorite creșterii lungimii.

CONCLUZII

1. Modificarea difuzorului prin mărirea diametrului de la $\phi = 24$ mm la $\phi = 26,4$ mm are ca efect creșterea puterii și a economicității motorului. Față de carburatorul Solex folosit de către I.M.B. pentru încercări avem un consum specific cu aproximativ 10% mai mic și o putere mai mare. Se poate obține o putere efectivă de 45 CP.

2. Influența acului de reglaj în regimuri de putere mare este nefavorabilă. Se pune problema dacă menținerea lui este necesară și mai departe pentru reglarea calității amestecului.

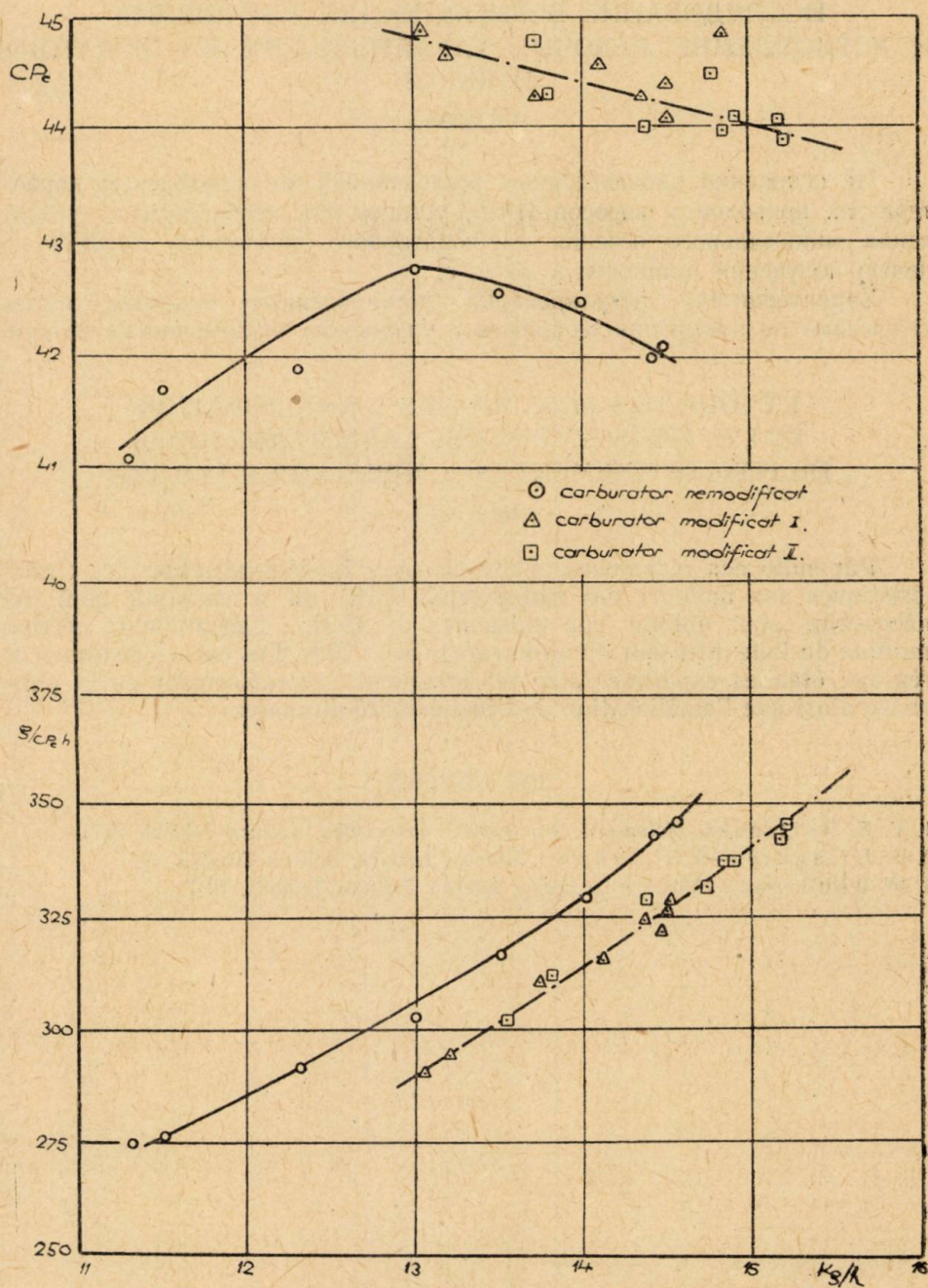


Fig. 3. Caracteristicile de reglare pentru 8 poziții ale acului de reglare.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УЛУЧШЕНИЯ И УСТАНОВЛЕНИЕ РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК КАРБЮРАТОРА ИМБ-1958

(РЕЗЮМЕ)

На основании произведенных исследований по определению характеристик приводов у насосов ИМБ, установлена необходимость увеличения минимального сечения карбюраторного диффузора на 20%, с целью получения мощности в 45 л. с.

Характеристики регулирования установленные опытным путем указывают на повышение мощности и улучшение экономичности мотора.

L'ÉTUDE DES POSSIBILITÉS D'AMÉLIORATION ET L'ÉTABLISSEMENT DES CARACTÉRISTIQUES DE FONCTIONNEMENT DU CARBURATEUR IMB 1958

(RÉSUMÉ)

Par suite des recherches effectuées pour la détermination des caractéristiques aux moteurs des motopompes IMB, on a constaté qu'il est nécessaire, pour obtenir une puissance de 45 Hp, d'agrandir la section minima du tube diffuseur du carburateur avec 20%. Les caractéristiques de réglage établies expérimentalement indiquent l'accroissement de la puissance ainsi que l'amélioration de l'économie du moteur.

BIBLIOGRAFIE

1. V. N. Boltinski, *Motoare de tractoare și automobile*, Editura Tehnică 1955.
2. E. J. Gagarin—S. V. Rudnev, *Motoare termice*, Editura Tehnică, 1951.
3. M. Bănărescu, *Motoare cu ardere internă*, Editura Tehnică, 1957.

VERIFICAREA ETANȘEITĂȚII INSTALAȚIILOR DE CONDENSARE ALE TURBINELOR CU ABUR PRIN MĂSURAREA DEBITULUI DE AER INFILTRAT

DE

G. CREȚA și OTTO NOWY

*Comunicare prezentată în sesiunea V-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
29—31 martie 1957.*

Buna funcționare a instalațiilor de condensare ale turbinelor cu abur — care condiționează funcționarea economică a întregii instalații — depinde în mare măsură, după cum se știe, de cantitatea de aer infiltrat prin diversele neetanșeități ale instalației. Aerul pătruns în condensator, chiar în cantități relativ mici, provoacă o înrăutățire sensibilă a transmiterii de căldură de la aburul în condensare la apa de răcire, ceea ce are ca urmare reducerea vidului și micșorarea randamentului termic al ciclului.

Dar, deoarece înrăutățirea vidului poate fi consecința nu numai a reducerii etanșeității instalației, ci și a multor alte cauze, ca murdărirea suprafețelor de răcire ale condensatorului, funcționarea necorespunzătoare a injectoarelor de vid sau supraîncărcarea lor, cauze a căror indentificare este adesea dificilă și nesigură, singura metodă de verificare a etanșeității instalației, în timpul funcționării turbinei, este aceea de determinare directă sau indirectă a debitului de aer infiltrat.

Controlul etanșeității instalației prin măsurarea vitezei de scădere a vidului, fără admitere de aer suplimentar [1], este o metodă foarte simplă și ușor de executat, dar dă numai indicații calitative asupra cantității de aer infiltrat și nu ține seama de particularitățile instalației.

Metoda de determinare a debitului de aer indirect, din viteza de scădere a vidului, prin admitere de aer suplimentar în condensator, oferă o precizie suficientă [1] dar nu este comodă, deoarece necesită efectuarea a unui număr mai mare de măsurători — minimum trei — câte unul pentru fiecare blendă prin care se admite aerul suplimentar.

Metoda descrisă în cele ce urmează, mai expeditivă dar precisă, utilizabilă în cazul instalațiilor de condensare prevăzute cu ejectoare cu abur,

se bazează pe măsurarea directă a cantității de aer infiltrat cu ajutorul unei simple șaibe de măsurat debitul.

Într-un regim staționar cantitatea de aer aspirat de ejectoare din condensator este egală cu cea refulată de ejector în atmosferă. Determinarea cantității de aer ce intră în condensator se poate deci rezolva prin măsurarea debitului de pe conducta de eșapare, cu ajutorul unei șaibe obișnuite de măsurat debitul — fig. 1 — montată la extremitatea conductei.

Căderea de presiune din șaibă, este o măsură a debitului ce se scurge prin orificiul șaibe. Valoarea astfel măsurată reprezintă de fapt debitul de amestec aer-abur refulat de ejectoare în atmosferă.

Debitul de amestec G care străbate șaiba, în kg/h, este dat de relația

$$G = 3600 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha \varepsilon \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{2g\Delta P \cdot \gamma}$$

respectiv

$$G = 0,01252 \alpha \varepsilon d^2 \sqrt{\Delta P \cdot \gamma} \quad (1)$$

unde :

ΔP este căderea de presiune în șaibă, în kg/m², măsurată cu ajutorul manometrului diferențial;

γ — greutatea specifică a amestecului înainte de șaibă în kg/m³;

d — diametrul orificiului șaibe în mm;

α — coeficientul de debit, care depinde de numărul lui Reynolds Re și de raportul $m = \frac{d^2}{D^2}$, unde D este diametrul conductei;

ε — corecția de expansiune, care ține cont de dilatația vînei de fluid în șaibă.

Corecția de expansiune ε pentru căderi de presiune $\Delta P = 0 \dots 500$ și pentru rapoartele $m < 0,2$ care vin în considerare [2] variază între 0,98—1,00.

Coeficientul de debit α pentru șaibe terminale este dat de relația

$$\alpha = 0,995 \alpha_c$$

unde α_c este coeficientul de debit pentru șaibe plasate în conducte. Pentru șaibe cu muchii ascuțite de forma celor din fig. 2, pentru diametrii care vin în considerație, $m < 0,2$ și pentru $Re > 5 \cdot 10^3$, α_c variază între 0,595 și 0,63, astfel că putem lua în medie $\alpha \cdot \varepsilon = 0,61$, cu care relația (1) devine

$$G = 0,00764 d^2 \sqrt{\Delta P \cdot \gamma} \quad (1')$$

Pentru determinarea greutății specifice a amestecului înaintea șaibe observăm, că prin conducta de eșapare se scurge un amestec de aer

saturat cu vapori de apă, la temperatura t în $^{\circ}\text{C}$ și presiunea P în kg/m^2

$$P = P_B + \Delta P$$

unde P_B este presiunea atmosferică în kg/m^2 .

Dacă B este presiunea barometrică în mm col. Hg , atunci putem scrie :

$$P = \frac{B}{735,6} + \Delta P \quad (2)$$

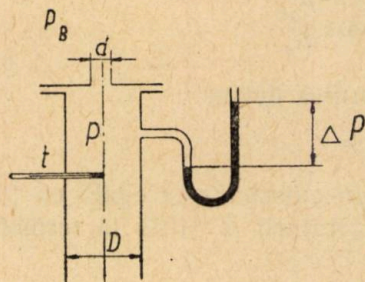


Fig. 1.

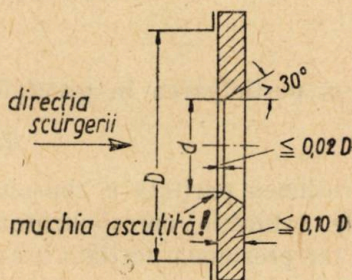


Fig. 2.

Conform legii gazelor perfecte avem :

$$\gamma = \frac{P}{RT} \quad (3)$$

unde

$$T = t + 273$$

iar R este constanta de gaz a amestecului aer-abur în kgm/kg° .

$$R = g_a R_a + g_{ab} R_a \quad (4)$$

g_a și g_{ab} — fiind participările în greutate a aerului respectiv a aburului în amestec, iar $R_a = 29,27$ și $R_{ab} = 47,1$ — fiind constantele de gaz ale aerului respectiv ale aburului din amestec.

Pentru a stabili participările în greutate g_a și g_{ab} , considerăm un volum V de amestec la temperatura T . Atunci ecuațiile de stare pentru cele două componente din amestec se pot scrie :

$$P_a V = G_a R_a T$$

$$P_{ab} V = G_{ab} R_{ab} T$$

unde P_a și P_{ab} — sînt presiunile parțiale ale aerului respectiv aburului din amestec, iar G_a și G_{ab} — sînt greutatea cantităților de aer respectiv abur din volumul V .

Împărțind aceste două relații între ele obținem :

$$G_{ab} = \frac{R_a}{R_{ab}} \frac{P_{ab}}{P_a} \quad G_a = 0,622 \frac{P_{ab}}{P_a} G_a$$

Greutatea totală a amestecului de aer-abur conținut în volumul V va fi:

$$G = G_a + G_{ab} = \left(1 + 0,722 \frac{P_{ab}}{P_a}\right) G_a$$

de unde rezultă participarea în greutate a aerului din amestec

$$g_a = \frac{G_a}{G} = \frac{1}{1 + 0,622 \frac{P_{ab}}{P_a}} \quad (5)$$

cu care, participarea în greutate a aburului devine:

$$g_{ab} = 1 - g_a \quad (6)$$

Presiunea parțială a aburului P_{ab} din amestec este egală cu presiunea de saturație corespunzătoare temperaturii t citită la termometru fig. 1, iar presiunea parțială a aerului

$$P_a = P - P_{ab}. \quad (7)$$

Inlocuind valorile cu g_a și g_{ab} în relația (4) obținem:

$$R = \frac{R_a - R_{ab}}{1 + 0,622 \frac{P_{ab}}{P_a}} + R_{ab} \quad (8)$$

Relația (8), prin intermediul relației (7), este deci o funcțiune de P și t . Se poate însă arăta, că pentru valorile lui P care vin în considerație — P fiind cuprins între 9 000 ... 11 000 mm col. apă — relația (8) este practic independentă de presiunea totală P . Într-adevăr diferențiind relația (8) obținem:

$$\Delta R = \frac{\partial R}{\partial P} \partial P = \frac{0,622 P_{ab} (R_a - R_{ab})}{(P - 0,388 P_{ab})^2}$$

Pentru $P = 10\,000$, $\delta P = \pm 1\,000$ și pentru valoarea cea mai dezavantajoasă a lui $P_{ab} = 3\,177$ corespunzătoare lui $t = 70^\circ\text{C}$, relația de mai sus dă

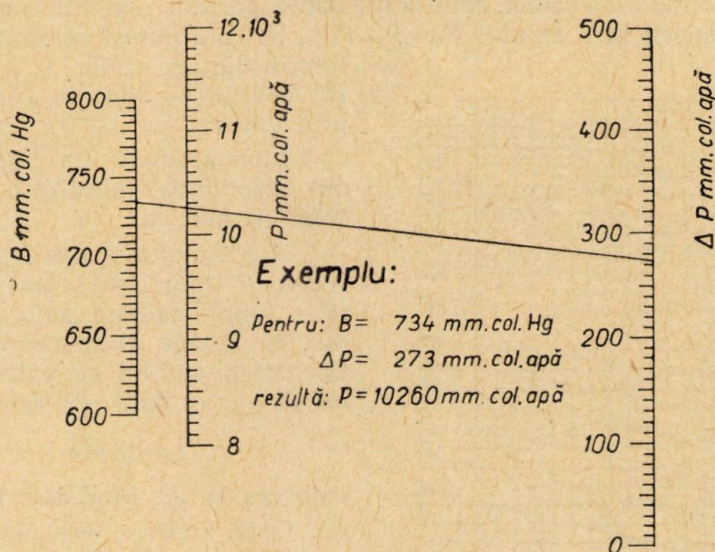
$$R = \pm 0,464$$

Eroarea relativă în calculul lui R , în cazul cel mai dezavantajos, (pentru valoarea minimă a lui $R = 29,55$) este

$$\frac{\Delta R}{R} = \pm 1,53\%$$

astfel încît eroarea relativă la calculul debitului de amestec aer-abur va fi de cca. 1,25%, ceea ce reprezintă o valoare cu totul neglijabilă.

NOMOGRAMA 1



NOMOGRAMA 2

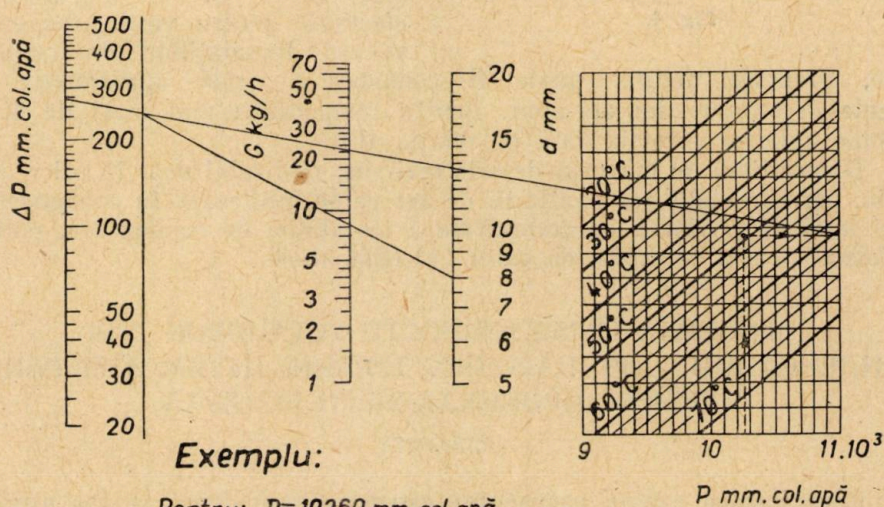


Fig. 3.

Cunoscînd presiunea totală $P = P_B + \Delta P$ și temperatura amestecului de aer-abur t înaintea șaibei, rezultă presiunea parțială a aburului P_{ab} (din tabele de vapori) și a aerului $P_a = P - P_{ab}$, cu care putem determina prin intermediul relațiilor (1'), (3) și (4) debitul de amestec G ce trece prin șaibă.

Nomogramele din fig. 3 permit rezolvarea expeditivă a relațiilor de mai sus.

Nomograma 2 din fig. 3 s-a construit ținîndu-se seama de ipoteza simplificatoare amintită mai sus, că R este independent de P . Greutatea aerului ce pătrunde în instalație e dată de relația (5)

$$G_a = g_a \cdot G \quad (9)$$

valoarea lui g_a fiind dată în fig. 4.

După cum se vede din figură, pentru temperaturile uzuale ale amestecului $t < 40^\circ\text{C}$, aburul din amestec reprezintă mai puțin de 5%, astfel că la măsurătorile efectuate pentru verificarea etanșeității instalațiilor de condensare,

greutatea aerului poate fi considerată egală aproximativ cu greutatea amestecului aer-abur. Pentru temperaturi mai mari de 40°C trebuie aplicată corecția dată de relația (9).

Dispozitivul de măsurat descris mai sus, realizabil ușor în orice centrală, permite stabilirea cantității de aer ce se infiltrează în condensator, deci implicit și starea de etanșeitate a instalației de condensare, putînd fi folosit pentru controlul de curent al exploatarei.

ПРОВЕРКА ГЕРМЕТИЧНОСТИ УСТАНОВОК ДЛЯ КОНДЕНСАЦИИ ДЛЯ ПАРОВЫХ ТУРБИН, ПУТЕМ ИЗМЕРЕНИЯ ДЕБИТА ПРОНИКАЮЩЕГО ВОЗДУХА

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе разработан скорый и точный метод для проверки герметичности установок для конденсации для паровых турбин путем прямого измерения дебита проникающего воздуха.

Построенные номограммы исключают необходимость применения таблиц для пара и делают указанный метод применимым для постоянного контроля эксплуатации.

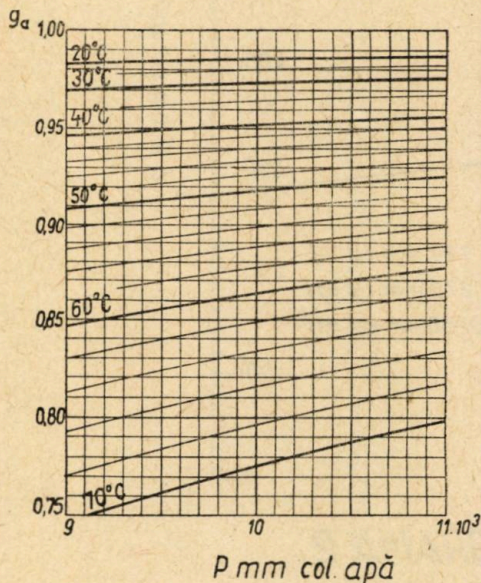


Fig. 4.

LA VÉRIFICATION DE L'ÉTANCHEITÉ DES INSTALLATIONS DE CONDENSATION DES TURBINES A VAPEUR PAR LA MESURE DU DÉBIT D'AIR INFILTRÉ

(RESUMÉ)

Dans le présent travail, on expose une méthode expéditive mais précise pour la vérification de l'étanchéité des installations de condensation des turbines à vapeur par la mesure du débit de l'air infiltré. Les nomogrammes tracés écartent l'emploi des tableaux des vapeurs et rendent la méthode mentionnée indiquée aussi pour le contrôle habituel de l'exploitation.

BIBLIOGRAFIE

- V. P. Bliudov, *Instalațiile de condensare ale turbinelor cu abur* (traducere din limba rusă). Editura Energetică de Stat 1954.
2. K. Kessels, Durchflussmessung. Archiv für das Eisenhüttenwesen, Heft 3/4 März-April 1949.

ASUPRA DETERMINĂRII EXPERIMENTALE A POTENȚIALULUI IN CÂMPURILE ELECTROSTATICE DE CATEGORIA II.

DE

I. DE SABATA

*Comunicare prezentată în sesiunea VIII-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice din
30—31 ianuarie 1961.*

I. În literatură [1], [6] se indică o schemă cu ajutorul căreia se poate determina potențialul câmpurilor electrostatice, folosindu-se un câmp electrostatic staționar sau cuazistaționar fără tensiuni induse, stabilit într-un electrolit. Prin demonstrația care se dă, valabilitatea schemei este limitată la câmpuri electrostatice produse de corpuri metalice electrizate situate într-un mediu omogen și izotrop, adică la câmpuri de prima categorie.

Vom demonstra că această schemă este aplicabilă și în cazul câmpurilor electrostatice produse de conductoare electrizate situate în medii neomogene dar izotrope, adică la câmpuri electrostatice de categoria II.

Pentru a simplifica calculele considerăm câmpul electrostatic laplacian reprezentat în figura 1 *a*, produs de numai două corpuri metalice O_1 și O_4 aflate la potențialele V_1 și V_4 și introduse în mediul neomogen dar izotrop, de constante dielectrice ϵ_2 și ϵ_3 .

Fie de determinat experimental potențialul V_P din punctul P .

În acest scop ne folosim de câmpul electrocinetic staționar sau cuazi-staționar fără tensiuni induse, dintr-un electrolit neomogen dar izotrop, reprezentat în figura 1 *b*. Electrozii metalici O'_1 și O'_4 au forma, dimensiunile și poziția *a* relativă a corpurilor conductoare din câmpul electrostatic.

De asemenea, suprafața de separație S_{23} dintre electroliti de conductanțe λ_2 și λ_3 are forma, dimensiunile și poziția suprafeței de separație dintre dielectricii ϵ_2 și ϵ_3 . În punctul P' din electrolit, omologul punctului P din câmpul electrostatic, se introduce o mică sferă metalică.

Fie $U_1=U_4=0$ valoarea potențialului câmpului electrocinetic pe suprafețele echipotențiale ale electrozilor O'_1 și O'_4 , iar $U=U_s$ potențialul sferei metalice. Cu aceste valori câmpul între sferă și electrozi este univoc determinat.

Atît intensitatea câmpului electrostatic $\bar{E}$, cît și intensitatea câmpului electrocinetic $\bar{E}_c$ sînt vectori potențiali pentru că $\bar{E}=-\nabla V$ și $\bar{E}_c=-\nabla U$.

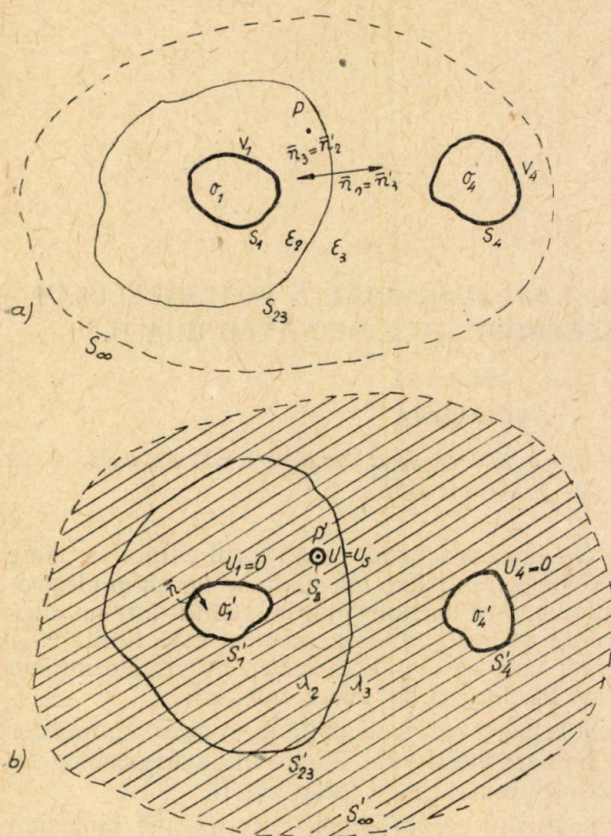


Fig. 1. a) cîmp electrostatic de categoria II; b) cîmp electrocinetic.

deoarece $(\nabla \cdot k \lambda \nabla U) = k(\nabla \cdot \lambda \nabla U) = -k(\nabla j) = 0$ fiindcă densitatea de curent $j = -\lambda \nabla U$ este un cîmp vectorial fără divergență.

Folosind transformarea lui Gauss rezultă că :

$$\int_0 d\sigma \operatorname{div} (\bar{F} - \bar{F}_c) = \int_S (d\bar{s} \cdot \{\bar{F} - \bar{F}_c\}) = 0 \quad (3)$$

integrala de suprafață efectuîndu-se pe toate suprafețele ce limitează volumul de integrare și pe suprafețele de discontinuitate ale componentelor normale ale vectorilor $\bar{F}$ și $\bar{F}_c$.

În cazul nostru vom considera volumul, hașurat în figura 1 b, limitat de suprafețele S_1 , S_4 , S_5 și suprafața S_∞ de la infinit. În interiorul acestui volum, suprafața S'_{23} este o suprafață de discontinuitate pentru mărimile scalare ϵ și λ și pentru componentele normale vectorilor ∇V și ∇U și deci, ea trebuie luată în considerare la efectuarea integralei de suprafață.

Pentru a stabili o legătură între cele două cîmpuri considerăm funcțiile vectoriale :

$$\begin{aligned} \bar{F} &= U \cdot \epsilon \nabla V \\ \bar{F}_c &= V \cdot \lambda \nabla U \end{aligned} \quad (1)$$

în care ϵ este constanta dielectrică a mediului din cîmpul electrostatic, iar λ conductanța electrolitului din cîmpul electrocinetic, k fiind o constantă.

Dacă se impune condiția :

$$\epsilon = k \lambda \quad (2)$$

se constată că cele două cîmpuri au aceeași divergență.

Într-adevăr :

$$\begin{aligned} \operatorname{div} \bar{F} &= (\nabla U \cdot \epsilon \nabla V) + \\ &+ U (\nabla \cdot \epsilon \nabla V) = \epsilon (\nabla U \cdot \nabla V) \end{aligned}$$

pentru că $(\nabla \cdot \epsilon \nabla V) = 0$, cîmpul electrostatic considerat fiind laplavian, iar :

$$\begin{aligned} \operatorname{div} \bar{F}_c &= (\nabla V \cdot k \lambda \nabla U) + \\ &+ V (\nabla \cdot k \lambda \nabla U) = \\ &= k \lambda (\nabla V \cdot \nabla U) \end{aligned}$$

Cu aceste precizări din (1) și (3) rezultă :

$$\int_{S'_1+S'_4+S'_8+S'_{23}+S'_\infty} (d\vec{s} \cdot \{\vec{F} - \vec{F}_c\}) = \int ds \left\{ U \cdot \varepsilon \frac{\partial V}{\partial n} - V k \lambda \frac{\partial U}{\partial n} \right\} = 0. \quad (4)$$

Cum pe suprafețele S'_1 și S'_4 : $U = U_1 = U_4 = 0$ iar potențialul v are valorile constante V_1 respectiv V_4 avem :

$$\begin{aligned} \int_{S'_1+S'_4} ds \left\{ U \varepsilon \frac{\partial V}{\partial n} - V k \lambda \frac{\partial U}{\partial n} \right\} &= -k V_1 \int_{S'_1} \lambda \frac{\partial U}{\partial n} ds - k V_4 \int_{S'_4} \lambda \frac{\partial U}{\partial n} ds = \\ &= k V_1 \int_{S'_1} ds j_{n1} + k V_4 \int_{S'_4} ds j_{n2} = k (V_1 i_1 + V_4 i_4) \end{aligned}$$

în care $j_n = -\lambda \frac{\partial U}{\partial n}$ este componentă densității de curent de-a lungul normalei dirijate spre exteriorul volumului de integrare (fig. 1 b), iar $i_1 = \int_{S'_1} ds j_n$ respectiv $i_4 = \int_{S'_4} ds j_n$ sînt curenții ce intră prin suprafața S'_1 respectiv S'_4 .

Pentru suprafața sferei integrala din (4) obține valoarea :

$$U_s \int_{S_s} ds \varepsilon \frac{\partial V}{\partial n} - k \int_{S_s} ds V I_n = -k \int_{S_s} ds V j_n$$

deoarece $\int_{S_s} ds \varepsilon \frac{\partial V}{\partial n} = - \int d\vec{s} \cdot \varepsilon \vec{E} = 0$ suprafața sferei neînchizînd sarcină liberă în interiorul ei.

Dacă raza sferei este mică, potențialul pe suprafața ei poate fi scris în forma $V = V_p + \frac{\Delta V}{\Delta r} dr$. Și deci :

$$-k \int_{S_s} ds \cdot V \cdot j_n = -k \int_{S_s} ds \cdot V_p \cdot j_n - k \int_{S_s} ds \Delta V \cdot j_n = +k \cdot V_p \cdot i$$

în care, s-a neglijat ultimul termen din membrul stîng al egalității în comparație cu primul, iar $-\int_{S_s} ds j_n = i = i_1 + i_4$ este curentul ce iese prin suprafața sferei.

Pentru suprafața S'_{23} integrala este nulă. În adevăr :

$$\int_{S'_{23}} ds \left\{ U \left(\varepsilon_2 \frac{\partial V}{\partial n_2} + \varepsilon_3 \frac{\partial V}{\partial n_3} \right) \right\} - k \int_{S'_{23}} ds V \left(\lambda_2 \frac{\partial U}{\partial n_2} + \lambda_3 \frac{\partial U}{\partial n_3} \right) = 0$$

pentru că

$$\varepsilon_2 \frac{\partial V}{\partial n_2} + \varepsilon_3 \frac{\partial V}{\partial n_3} = D_{2n'_3} + D_{3n'_3} = \operatorname{div}_s \bar{D}$$

$$\lambda_2 \frac{\partial U}{\partial n_2} + \lambda_3 \frac{\partial U}{\partial n_3} = j_{2n'_3} + j_{3n'_3} = \operatorname{div}_s \bar{j}$$

în care $\bar{D}$ este vectorul inducție, iar $\frac{\partial}{\partial n}$ este derivata în raport cu normala exterioară și $\frac{\partial}{\partial n'}$ derivata în raport cu normala interioară.

Pentru suprafața de la infinit S_∞ , se demonstrează că integrala din (4) este nulă.

Cu valorile calculate, egalitatea (4) ia forma :

$$k (V_1 \cdot i_1 + V_4 i_4) - k \cdot V_p \cdot i = 0$$

sau

$$V_p = \frac{V_1 i_1 + V_4 i_4}{i_1 + i_2}.$$

În cazul general, cînd cîmpul este produs de „ n ” corpuri metalice electrizate introduse în medii neomogene dar izotrope, potențialul din punctul P se calculează din expresia :

$$V_p = \frac{\sum_{v=1}^n V_v \cdot i_v}{\sum_{v=1}^n i_v} \quad (5)$$

Așadar, pentru determinarea experimentală a potențialului se poate folosi montajul din figura 2. Cu ajutorul rezistențelor r_1, r_2 și a instrumentului de nul I , se aduc electrozii la același potențial, egal cu potențialul pămîntului ($U_1 = U_4 = 0$). Se citesc curenții, iar cu expresia (5) se calculează potențialul cîmpului electrostatic din punctul omolog punctului în care a fost introdusă sonda S .

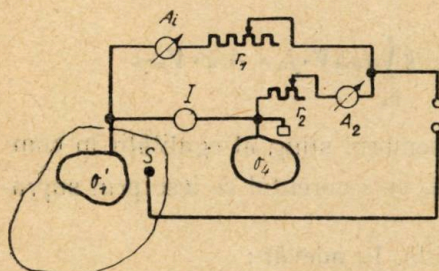


Fig. 2. Montaj pentru determinarea experimentală a potențialului :

A_1, A_2 — ampermetre; r_1, r_2 rezistențe variabile; S — sondă.

Subliniem faptul că conductibilitatea electrolitului trebuie să satisfacă egalitatea (1) sau, în cazul general, următoarele rotații echivalente cu (1)

$$\frac{\varepsilon_1}{\lambda_1} = \frac{\varepsilon_2}{\lambda_2} = \dots = \frac{\varepsilon_n}{\lambda_n}$$

sau

$$\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} = \frac{\lambda_1}{\lambda_2}, \dots, \frac{\varepsilon_{n-1}}{\varepsilon_n} = \frac{\lambda_{n-1}}{\lambda_n} \quad (6)$$

În cîmpurile laplaciene plan paralele, egalitățile (6) se pot realiza

ușor [8]. În adevăr, dacă E_{cnik} reprezintă componenta cîmpului electrocinetic după normala la suprafață de separație între electroliticul de conductibilități λ_l și λ_k , avem:

$$\lambda_l E_{cnik} + \lambda_k E_{cnki} = 0$$

sau

$$-\frac{E_{cnki}}{E_{cnik}} = \frac{\lambda_l}{\lambda_k}.$$

Dacă în loc de electroliti diferiți se consideră un același electrolit însă de înălțimi neegale (fig. 3) h_l și h_k , în imediata vecinătate a suprafeței de discontinuitate a înălțimilor este satisfăcută relația: (fig. 3).

$$-\frac{E_{cnki}}{E_{cnik}} = \frac{h_l}{h_k}.$$

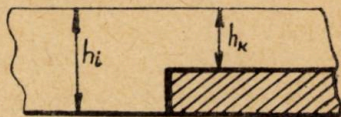


Fig. 3. Înălțimi diferite de electrolit.

Rezultă că în cîmpurile plan paralele pentru obținerea cîmpului electrocinetic folosit în determinarea experimentală a potențialului, se va utiliza un electrolit omogen dar de înălțimi diferite, astfel alese încît să fie satisfăcută egalitatea $\varepsilon = kh$, h fiind înălțimea lichidului.

II. Din egalitatea (5) se pot deduce ușor ecuațiile lui Maxwell forma II, observînd că sarcina Q_k ce încarcă conductorul Q_k se calculează din:

$$Q_k = -\frac{\varepsilon_{k+1}}{4\pi} \int_{S_k} \frac{\partial V}{\partial n_k} ds.$$

Înlocuind pe V din (5) avem:

$$Q_k = -\frac{\varepsilon_{k+1}}{4\pi} \int_{S_k} \frac{\partial}{\partial n_k} \frac{\sum_{v=1}^n V_v i_v}{\sum_{v=1}^n i_v} = \sum_{v=1}^n C_{kv} V_v$$

în care $C_{kv} = -\frac{\varepsilon_{k+1}}{4\pi} \int_{S_k} \frac{\partial}{\partial n_k} \frac{i_v}{i} ds$ sînt, la configurație dată a sistemului, mărimi constante ce satisfac relația

$$\sum_{v=1}^n C_{kv} = 0 \quad (8)$$

pentru că $\sum_{v=1}^n i_v = 1$.

Din (7) și (8) se poate trece ușor la ecuațiile de forma III /7/

$$Q_k = \sum_{v=1}^n c_{kv} (V_k - V_v) \text{ în care } c_{ki} = -C_{ik}$$

sînt mărimi pozitive și se numesc capacități parțiale.

Dacă în locul câmpului electrostatic reprezentat în fig. 1 *a* se consideră câmpul electrocinetic staționar sau cuazistaționar fără tensiuni induse, produs de electrozii O_1 și O_4 aflați sub potențialele V_{i1} și V_{i4} fiind introduși în mediul neomogen conductor de conductibilitate λ_2 și λ_3 , printr-o demonstrație analoagă se ajunge la expresia potențialului electrocinetic din punctul P , în forma :

$$V_{iP} = \frac{V_{i1} \cdot i_1 + V_{i2} \cdot i_2}{i_1 + i_2}$$

sau mai general, cînd există „*n*” electrozi :

$$V_{iP} = \frac{\sum_{v=1}^n V_{iv} i_v}{\sum_{v=1}^n i_v}$$

Curentul I_k ce iese din electrodul O_k va fi dat de expresia :

$$\begin{aligned} I_k &= \int_{S_k} d\vec{s} \cdot \vec{j} = - \int_{S_k} \lambda_{k+1} \frac{\partial V_{iP}}{\partial n_k} ds = - \lambda_{k+1} \int ds \cdot \frac{\partial}{\partial n_k} \frac{\sum_{v=1}^n V_{iv} i_v}{\sum_{v=1}^n i_v} = \\ &= \sum_{v=1}^n V_{iv} G_{kv} \end{aligned} \quad (9)$$

în care $G_{kv} = - \lambda_{k+1} \int_{S_k} \frac{\partial}{\partial n_k} \frac{i_v}{i} ds$, la dimensiuni și configurații date ale electrozilor, sînt mărimi constante.

De remarcat că și aceste constante satisfac relația :

$$\sum_{v=1}^n G_{kv} = 0 \quad (10)$$

pentru că $\frac{\partial}{\partial n_k} \left(\frac{\sum_{v=1}^n i_v}{i} \right) = 0$.

Din (9) și (10) se deduc, analog cu cazul câmpului electrostatic, ecuații de tip Maxwell forma III :

$$I_k = \sum_{v=1}^n g_{kv} (V_{ik} - V_{iv}).$$

Trebuie subliniat faptul că din existența acestei egalități nu se poate afirma că termenul $g_{kv} (V_{ik} - V_{iv})$ reprezintă curentul între electrozii k și v pentru că sînt configurații în care nu apar linii de curent între corpurile

k și v și totuși acest termen este diferit de zero. Pentru cazul câmpului electrostatic astfel de configurații sînt cunoscute în literatură [2. 4]. Evident, că aceste exemple pot fi adaptate și în câmpurile electrocinetice.

Între constantele C_{kv} și G_{kv} există relația :

$$\frac{G_{kv}}{C_{kv}} = 4\pi \frac{\lambda_{k+1}}{\varepsilon_{k+1}} \quad (9)$$

pentru că integrale de suprafață sînt aceleași.

Din ultima egalitate rezultă că la C_{kv} dat se pot determina conductanțele G_{kv} și invers, chiar dacă mediul este neomogen. Deoarece conductanțele G_{kv} din câmpurile plan paralele sînt simplu de măsurat pe cale experimentală, rezultă posibilitatea cunoașterii capacităților C_{kv} .

Aceste precizări sînt necesare pentru că în literatură [5] se afirmă că egalitățile (9) sînt valabile numai în medii omogene, iar în [7] se precizează posibilitatea de a determina conductanța cînd se cunoaște capacitatea sistemului numai dacă câmpurile sînt de prima categorie.

ОБ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОМ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПОТЕНЦИАЛА В ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКИХ ПОЛЯХ ВТОРОЙ КАТЕГОРИИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается доказательство, которым расширяется применение схемы, известной в литературе, для определения электростатических потенциалов и для полей второй категории. Устанавливаются также отношения между коэффициентами C_{kv} и G_{kv} входящими в уравнения Максвелла для электростатических и электрокинетических полей и отмечаются неясности встречающиеся в литературе.

SUR LA DÉTERMINATION EXPÉRIMENTALE DU POTENTIEL DANS LES CHAMPS ÉLECTROSTATIQUES DE CATEGORIE II

(RÉSUMÉ)

Dans cette ouvrage on donne une démonstration par laquelle on élargit l'applicabilité d'un schéma connu en littérature pour déterminer les potentiels électrostatiques, même en ce qui concerne les champs de catégorie II. En même temps on détermine des relations entre les coefficients C_{kv} et G_{kv} qui interviennent dans les équations de Maxwell des champs électrostatiques et électromagnétiques, tout en relevant les confusions souvent rencontrées dans la littérature.

BIBLIOGRAFIE

1. Pl. Andronescu, *Bazele Electrotehnicii* — curs litografiat, 1945.
2. R. Răduleț, *Bazele teoretice ale Electrotehnicii* vol. I — curs litografiat Ed. I.P.B., 1953.
3. V. Smaît, *Electrostatica i electrodinamica*, 1954 pg. 239 ϕ 15.
4. L. R. Neimani, K. S. Demircian, K. voprosu o nesaotvetstvii zariadov riasticinih emcostei porocat rezultrirunŝevo polia. *Elektricesvo*, nr. 6, 1960, p. 1.
5. A. V. Netușil, K. B. Masev, S. K. Fedorov, Primenenie sistemî formul Maxwella dlîa rasceta soprotivlenii mejdu u elektrodami pri electroprogreve betona, *Elektricesvo* nr. 6, 1949 pag. 56.
6. I. De Sabata, Contribuție la determinarea experimentală a potențialului într-un câmp electrostatic de categoria I. *Buletinul Științific și Tehnic al. Inst. Polit. Timișoara*, 1956, fascicola 1, pag. 173.
7. I. De Sabata, Asupra calculului cîmpurilor electrostatice, *Bul. Șt. și Tehn. al I.P.T* 1958, tom 3 pag. 149.

RECENZIE

FĂCAOARU ION — Contribuții la studierea întăririi betonului prin metode ultrasonore (autoreferatul dizertației pentru obținerea titlului de candidat în științe tehnice — Institutul Politehnic Timișoara, 1961 — conducător științific prof. ing. Avram N. C-tin); 72 pag.; 63 fig.; 10 tab.; 52 ref. bibl.; rez. în l. engleză și rusă.

Lucrarea cuprinde rezultatele cercetărilor efectuate în perioade 1957—1960 privitoare la studiul întăririi betoanelor, folosindu-se metode acustice nedistructive:

— metoda de impuls bazată pe măsurarea vitezei de propagare a unui tren de unde monocromatice de ultrasunete sau cu spectru acustic complex;

— metoda vibrațiilor bazată pe determinarea frecvenței proprii de vibrație a unei epruvete tip.

Lucrarea aduce, în domeniul relativ nou al încercărilor nedistructive ale betonului, contribuții originale de o foarte mare importanță teoretică și practică în direcțiile:

a) Studiarea prin metode acustice a procesului de formare a pietrei de ciment și de întărire a betonului, cum și elaborarea unei teorii a „punctelor de frângere” constatate în diagramele de variație a proprietăților acustice funcție de timp. Cercetările s-au referit la perioada care începe de la 6 ore de la turnarea betonului până la vârsta de 28 zile, punctele de frângere fiind legate de procesele de hidratare a componentilor mineralogici ai cimentului.

b) Formularea unei relații noi, de tip exponențial, pentru determinarea rezistenței betonului la compresiune sau întindere cu ajutorul vitezei longitudinale de propagare a ultrasunetelor.

Aspirantul a propus și verificat relația exponențială încă din 1958 într-un referat intern la ICML. Relația este valabilă pentru orice calitate de beton și reduce erorile medii pătratice la 5—8%. Subliniem că în anul 1959 N. A. Krilov și A. S. Durasov au propus o relație similară (Beton i jelezobeton, Nr. 3, 1959).

c) Punerea sistematică în evidență a problemelor speciale care apar la încercarea betonului armat prin metode acustice de impuls (influența armăturilor longitudinale și transversale, a efectului de grătar al armăturilor dese, a efectului de perete datorit cofrajului și a efectului de suprafață și fund datorit vibrării betonului).

În capitolul de concluzii se arată aplicarea rezultatelor cercetărilor pe o serie de șantiere din țară, cu eficiența lor tehnică și economică, cum și problemele de cercetare în viitor în acest domeniu.

Ing. I. FILIMON

7414

1963

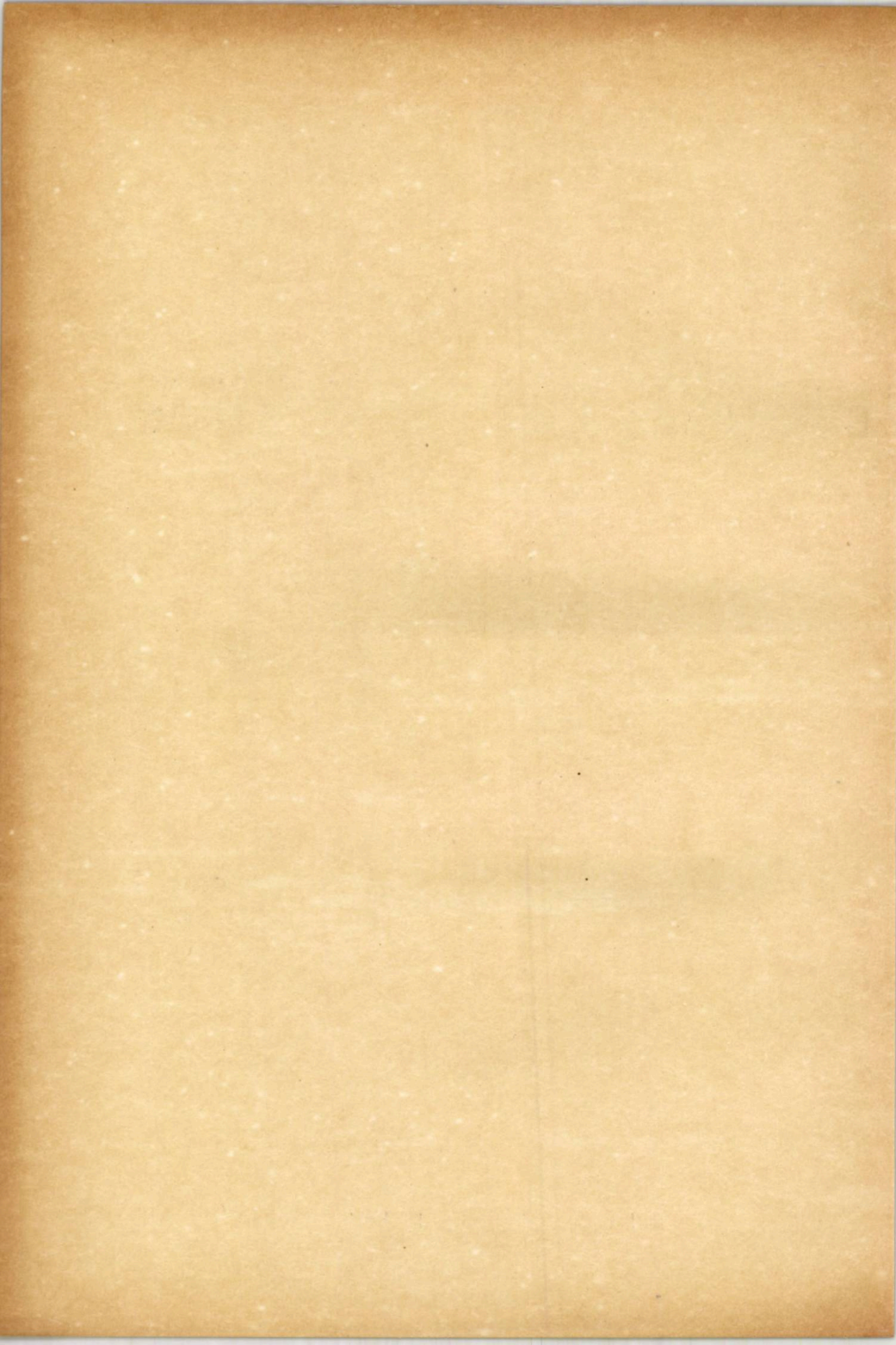
BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIȘOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 6 (20)

Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE 1961



BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIȘOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 6 (20)

Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE 1961

F 7414



COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. Ing. GH. SILAȘ (redactor responsabil), prof. Ing. C. AVRAM, conf. Ing. T. DORDEA, prof. Dr. C. DRĂGULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. O. GHEORGHIU, prof. Ing. V. GHEORGHIU, prof. Ing. D. MATEESCU, prof. Ing. C. MIKLOȘI, membru al Academiei R.P.R., prof. Dr. I. NANU, prof. Ing. ȘT. NĂDAȘAN, membru corespondent al Academiei R.P.R., conf. Ing. M. RADOI.

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în Buletin vor fi adresate tovarășului profesor GH. SILAȘ „Institutul Politehnic Timișoara”, Republica Populară Română, cu mențiunea „Pentru Buletin”.

Tous les manuscrits destinés à paraître dans le „Buletin” seront adressés à M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Polytechnique de Timișoara, République Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Buletin”.

Все рукописи присылаемые для опубликования в «Бюллетене» адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румынская Народная Республика, с примечением «для Бюллетеня».

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC AL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIȘOARA

Seria II. Tomul 6 (20) fascicula 2

iulie-decembrie 1961

S U M A R :

I. MATEMATICA-FIZICA-MECANICĂ

Pag.

A. GEIER — Programarea calculatorului electronic cifric MECIPT I, în regimul virgulă mobilă	9
GH. SILAȘ., M. RADOI, I. GROȘANU, L. BRINDEU — Asupra echilibrului unui corp solid sprijinit pe un plan	21
Al. CIȘMAN, A. POLICEC — O aplicație a descărcării electrice de înaltă frecvență: determinarea drumului liber mijlociu	33
M. BORNEAS — Asupra funcțiilor lui Lagrange generalizate complexe	39
C. SIMOI — Fotoforeza aerosolilor la presiuni reduse	43

II. CHIMIE

R. ABRAMOVICI, P. VELICA — Gradul de mulțizare a unui porțelan calcic	47
J. REICHEL, R. PALEA, I. IORGA — Cercetări în seria ftalocianinică. I. Derivați coloranți sulfonamidici, cu resturi aminonaftolsulfonice („I“)	53
J. DICK, L. POD — Contribuții la studiul tehnologiei acidului <i>p</i> -aminosalicilic (P.A.S.)	59
V. LAȚIU, V. CRISTEA — Studiul analitic, microscopic și chimic, al tufului bazaltic de la Lucareț (Reg. Banat)	65

III. ȘTIINȚE TEHNICE

A. BÂRGLĂZAN , M. POPOVICIU, V. LAVRINENCO — Studiul regimului de scurgere în camera spirală	69
M. BĂNĂRESCU, V. BERINDEAN, TR. RAICA, M. TRUSCULESCU, N. BOBOESCU, P. COJEREANU, M. FISCHER — Studiul camerei de ardere a motorului I.M.B. 1958 în vederea rjdicării raportului de comprimare	77
I. VLĂDEA — Studiu asupra utilizării gazului de furnal în turbinele cu gaze	83
FR. KOVACS, B. HOROVITZ — Contribuții la studiul funcționării unor roți dințate cu profile ce nu satisfac legea angrenării	95
I. HAJDU — Considerațiuni asupra determinării limitei de curgere la încovoiere a oțelurilor, pe epruvete de secțiune circulară (part. II)	101
I. ZĂGĂNESCU — Arderea păcurii la locomotivele de cale îngustă	109
A. DREUCEANU — Studiul, proiectarea, realizarea și etalonarea unui nou aparat pneumatic pentru măsurarea cotei peste dinți la roți dințate	121
A. NANU — Fundamentarea teoretică a principalelor fenomene constatate experimental la prelucrarea anodo-mecanică a metalelor [I]	133
A. RĂDOI — Contribuții cu privire la determinarea gradului de nesimetrie de tensiune din rețeaua trifazată datorită tracțiunii electrice monofazate la 50 Hz	145
D. FRÄNKEL, EMILIA WAGNER — Folosirea generatorului Hall la măsurarea grosimii acoperirilor nemagnetice	151
A. ROGOJAN, T. MUREȘAN — Contribuțiuni la studiul și calculul unui circuit amplificator de tensiune continuă, întrebuințat la comanda electronică a motoarelor de curent continuu	157
PL. ANDRONESCU — Un studiu critic asupra condițiilor de bază la stabilirea ecuației matriciale a unei rețele electrice	161
P. NICOLAU, I. SAVA, M. GIURCONIU, A. WEHRY, GH. POPA — Stabilirea caracteristicilor tehnico-economice de funcționare a aparatelor de aspersiune	169
N. BOBOESCU — Influența presiunii parțiale a componentei active asupra schimbului de căldură și masa în sisteme eterogene	175
PAUNESCU MARIN — Metode practice pentru determinarea parametrilor vibratorului folosit la înfigerea piloților	183

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Серия III, том 6 (20) выпуск 2

июль—декабрь 1961 г.

О Г Л А В Л Е Н И Е

Стр.

I. МАТЕМАТИКА-ФИЗИКА-МЕХАНИКА

А. ГАЕР — Система для введения материала в память цифрового электронного калкулятора МЕСИРТ—1	9
Г. СИЛАШ, М. РЭДОЙ, И. ГРОШАНУ, Л. БРЫНДЕУ — О равновесии твердого тела опирающегося на плоскость	21
А. ЧИШМАН, А. ПОЛИЧЕК — Применение электрического разряда высокой частоты; определение среднего свободного пути	33
М. БОРНЕАС — Относительно обобщенных комплексных функций Лагранжа	39
К. СИМОЮ — Фотофорез аэрозолей при низких давлениях	43

II. ХИМИЯ

Р. АБРАМОВИЧ, П. ВЕЛИКА — Степень муллитизации кальциевого фарфора	47
И. РАЙХЕЛ, Р. ПАЛЯ, И. ИОРГА — Исследования фталоцианистого ряда. Производные сульфонамидные красители с аминафтол-сульфаноликовыми остатками	53
И. ДИК, Л. ПОД — К исследованию технологии р-амино-салициловой кислоты (ПАС)	59
В. ЛАЦИУ, В. КРИСТЯ — Аналитическое, микроскопическое и химическое изучение базальтового туфа лукарестского месторождения (Банатская область)	65

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

А. БЭРГЛЭЗАН , М. ПОПОВИЧИУ, В. ЛАВРИНЕНКО — Исследование режима обтекания в спиральной камере	69
М. БЭНЭРЕСКУ, В. БЕРИНДЯН, Т. РАЙКА, М. ТРУСКУЛЕСКУ, Н. БОБОЕСКУ, П. КОЖЕРЯНУ, М. ФИШЕР — Исследование камеры сгорания мотора И.М.Б. 1958 с целью повышения степени сжатия	77
И. ВЛЭДЯ — Об изучении целесообразного использования доменного газа	83
Ф. КОВАЧ, Б. ХОРОВИЦ — К исследованию работы некоторых зубчатых колес, профили которых не выполняют условия закона зацепления	95
И. ХАЙДУ — Об определении предела текучести при изгибе сталей на образцах круглого сечения. (Часть 2-я)	101
И. ЗЭГЭНЕСКУ — Сжигание мазута в узкоколейных паровозах	109
А. ДРЕУЧЯНУ — Изучение, проектирование и тарировка нового пневматического аппарата для измерения общей нормали зубчатых передач	121
А. НАНУ — Теоретическое обоснование главных феноменов установленных экспериментальным путем при анодно-механической обработке металлов	133
А. РЭДОЙ — К определению степени несимметричности напряжения трехфазной сети при однофазной электрической тяге на 50 гц.	145
Д. ФРЕНКЕЛЬ, ЕМИЛИЯ ВАГНЕР — Использование генератора Холла при измерении толщины немагнитных покрытий	151
А. РОГОЖАН, Т. МУРЕШАН — К исследованию и расчету усиленной цепи постоянного напряжения, используемой при электронном управлении моторов постоянного тока	157
П.Л. АНДРОНЕСКУ — Критическое изучение основных условий при выводе матрицевого уравнения электрической сети	161
П. НИКОЛАУ, И. САВА, М. ДЖИУРКОНИУ, А. ВЕРИ, Г. ПОПА — Установление технико-экономических характеристик работы разбрызгивающих аппаратов	169
Н. БОБОЕСКУ — Влияние частичного давления активной составляющей на теплообмен и массу в гетерогенных системах	175
ПЭУНЕСКУ МАРИН — Практические методы для определения параметров вибратора используемого для вбивания свай	183

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TEHNIQUE DE L'INSTITUT POLYTEHNIQUE DE TIMISOARA

2 série, Tom 6 (20) Fascicule 2

Juillet-Décembre

SOMMAIRE

Page

I. MATHEMATIQUE-PHYSIQUE-MECANIQUE

A. GEIER: Programms du calculateur électronique chiffrique MECIPT I en régime virgule flottante	9
GH. SILAŞ, M. R�DOI, I. GROŞIANU, L. N. BRINDEU: �ber das Gleichgewicht eines auf einer Ebene ruhenden starren Körpers	21
A. CIŞMAN, A. POLICEC: Mesure du libre parcours moyen des élec- trons pendant la décharge électrique en haute fréquence dans la vapeur d'eau à basse pression	33
M. BORNEAS: Sur les fonctions de Lagrange généralisées complexes	39
C. SIMOI: La photophor�se des aérosols aux basses pressions	43

II. CHIMIE

R. ABRAMOVICI, P. VELICA: Mullitisierungsgrad eines Kalziumpor- cellans	47
J. REICHEL, R. PALEA, I. IORGA: Untersuchungen in der Phthalocya- nin-Reihe I. Sulfonamidfarbstoffe mit Aminonaphtolsulfons�ure („J”) — Resten	53
J. DICK, L. POD: Beiträge zur Kenntnis der Tehnologie der <i>p</i> -amino- salicyls�ure (P.A.S.)	59
V. LAŢIU, V. CRISTEA: Etude analytique, microscopique et chimique du tuf basaltique de Lucareţ (région Banat)	65

III. SCIENCES TECHNIQUES

A. BĂRGLĂZAN , M. POPOVICI, V. LAVRINENCO : L'étude du régime d'écoulement dans la bache spirale	69
M. BANARESCU, V. BERINDEAN, TR. RAICA, M. TRUSCULESCU, N. BOBOESCU, P. COJEREANU, M. FISCHER : L'étude de la chambre de combustion du moteur IMB 1958 pour l'augmentation du rapport de compression	77
I. VLADEA : Étude sur l'utilisation rationnelle du gaz du haut fourneau	83
FR. KOVACS, B. HOROVITZ : Contributions à l'étude du fonctionnement de certaines roues dentées à profils qui ne satisfont pas la loi de l'engrènement	95
I. HAJDU : Considérations sur la détermination de la limite d'élasticité technique à la flexion des éprouvettes circulaires en acier . . .	101
I. ZĂGANESCU : La combustion du mazout dans les foyers des locomotives pour le chemin de fer à voie étroite	109
A. DREUCEANU : L'étude l'établissement du projet, la réalisation et l'étalonnage d'un nouvel appareil pneumatique pour la mesure de la normale commune des roues dentées	121
A. NANU : Fondation théorique des principaux phénomènes qu'on a constatés par voie expérimentale à l'usinage anodo-mécanique des métaux	133
A. RĂDOI : Contributions concernant la détermination du degré d'asymétrie de tension dans la réseau triphasé du à la traction électrique monophasé à 50 Hz	145
D. FRANKEL, EMILIA WAGNER : L'emploi du générateur Hall pour mesurer l'épaisseur des couches non magnétiques	151
A. ROGOJAN, T. MUREȘAN : Contributions à l'étude et au calcul d'un circuit amplificateur de tension continue employé à la commande électronique des moteurs à courant continu	157
PL. ANDRONESCU : Étude critique sur les conditions fondamentales qui déterminent l'équation matricielle d'un réseau électrique . .	161
P. NICOLAU, I. SAVA, M. GIURCONIU, A. WEHRY, GH. POPA : L'établissement des caractéristiques techniques et économiques de fonctionnement des appareils d'aspersion	169
N. BOBOESCU : L'influence de la pression partielle de la composante active sur l'échange de chaleur et de substance dans un système hétérogène	175
PAUNESCU MARIN : Méthodes pratiques pour déterminer les paramètres du vibreur utilisé à l'enfoncement des pieux	183

PROGRAMAREA CALCULATORULUI ELECTRONIC CIFRIC MECIPT I ÎN REGIMUL VIRGULĂ MOBILĂ

DE

A. GEIER

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

I. GENERALITAȚI.

Calculatorul MECIPT I [5] lucrează — prin construcție — în sistemul binar de numerație, cu virgulă fixă, având 31 de categorii binare.

Memoria calculatorului dispune de 1024 celule (adrese), numerotate de la 0000 la 1023. În fiecare celulă poate fi înmagazinat un *cuvînt mașină*, compus din 31 de categorii binare. Cuvîntul mașină este un număr, scris natural sau este format din două instrucții.

Numărul real x , înmagazinat într-o celulă a memoriei este o fracție binară subunitară în valoare absolută, reprezentat în codul direct prin 30 de cifre binare și cu virgula fixată după categoria semn (fig. 1).

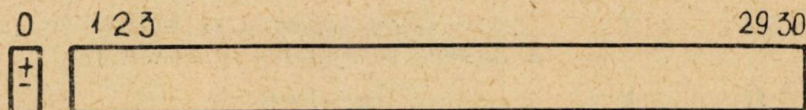


Fig. 1.

Prin această poziție a virgulei, diapazonul valorilor absolute ale numerelor x , care pot fi cuprinse în rețeaua de cifre a calculatorului, este

$$2^{-30} \leq |x| \leq 1 - 2^{-30} \quad (1)$$

Astfel, cel mai mare număr reprezentat exact în MECIPT I este $1 - 2^{-30}$, la care corespunde o fracție zecimală cu 9 cifre zecimale semnificative. Orice număr pozitiv x , pentru care $1 - |x| < 2^{-30}$ (în unele cazuri chiar și 1) se reprezintă tot prin $1 - 2^{-30}$, iar cel mai mic număr pozitiv, care poate fi reprezentat exact, este 2^{-30} .

Calculatorul este astfel construit încît în decursul programării zero poate fi considerat totdeauna pozitiv și reprezentat prin codul binar direct

$$+0 = 0, \underbrace{0 \dots 0}_{30 \text{ de cifre}}$$

numit și *zeroul al mașinei*. Orice număr x , pentru care $|x| < 2^{-30}$ se consideră egal cu $+0$ și se reprezintă prin codul corespunzător.

Rezultă că toate numerele, care participă la calcule în MECIPT I, sînt subunitare în valoare absolută și că ele sînt reprezentate cu o precizie absolută pînă la $2^{-30} \approx 0,9 \cdot 10^{-9}$.

Cuvîntul mașină, format din două instrucții are structura din figura 2. Cîte două părți, legate între ele, formează o instrucție completă, compusă

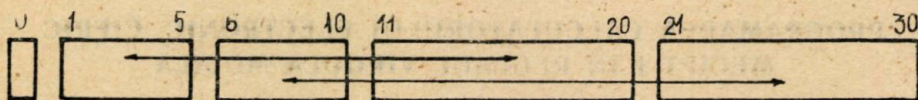


Fig. 2.

din codul instrucției (5 cifre binare) și adresa la care se referă conținutul instrucției (10 cifre binare). Atît codul instrucției cît și adresa sînt exprimate prin numere binare întregi, reprezentate convențional. (Pentru a ușura programarea, numărul care corespunde unei instrucții este înlocuit printr-o literă sau printr-un grup de mai multe litere). Astfel, dispozitivul de memorizare poate cuprinde 2048 instrucții. Instrucțiile se execută în ordinea de la dreapta la stînga.

Sistemul de instrucții al calculatorului MECIPT I cuprinde 33 de instrucții, redată în lista de mai jos. S-au folosit următoarele notații: s = conținutul registrului de acumulare S ; i = conținutul registrului I ; y = conținutul adresei Y .

Cod	Simbol	Adresa	Conținut
0	O	Y	Oprire. După apăsarea pe butonul de pornire, programul se continuă la adresa Y
1	U	Y	$y \longrightarrow S$
2	UN	Y	$-y \longrightarrow S$
3	UM	Y	$ y \longrightarrow S$
4	UMN	Y	$- y \longrightarrow S$
5	A	Y	$s + y \longrightarrow S$
6	SC	Y	$s - y \longrightarrow S$
7	AM	Y	$s + y \longrightarrow S$
8	SCM	Y	$s - y \longrightarrow S$
9	IN	Y	$s \cdot y \longrightarrow S$ și I
10	INR	Y	$s \cdot y$ rotunjit $\longrightarrow S$
11	D	Y	$s : y \longrightarrow I$; restul în S
12	MS	Y	$s + y \longrightarrow Y$
13	T	Y	transfer necondiționat la adresa Y
14	TPO	Y	dacă $s \geq 0$, transfer la adresa Y
15	TN	Y	dacă $s < 0$, transfer la adresa Y
16	TO	Y	dacă $s \neq 0$, transfer la adresa Y
17	DLS	32-n	registrele S și I formează un singur registru al cărui conținut se deplasează cu n poziții la stînga
18	DL D	32-n	Idem, dar deplasarea la dreapta

19	DS	32-n	conținutul registrului S se deplasează cu n poziții la stînga
20	DD	32-n	$s \cdot 2^{-n} \longrightarrow S$
21	ME	Y	$s \longrightarrow Y$
22	ISME	Y	$i \longrightarrow Y$
23	UI	Y	$y \longrightarrow I$
24	CU		se execută comanda următoare
25	IL	Y	înmulțirea logică a lui s cu y
26	AC	0073	se pune în funcție automatul ICR
		0091	bate la mașină $S_0 S_1 S_2 S_3 S_4$
		0092	se scoate din funcție automatul ICR
		0094	bate la mașină $S_0 S_1 S_2 S_3$
27	CIT	0105	$i \longrightarrow S$
		Y	se citește un rînd de găuri, se mută banda perforată și memorizare la adresa Y sub forma $n \cdot 2^{-3p}$
28	TICR	Y	transfer la ICR la adresa Y

Calculatoare electronice cifrice cu virgulă mobilă [3], [4], [7], [8], [9] folosesc reprezentarea semilogaritmică a numerelor reale. Un astfel de număr, scris semilogaritmîc în sistemul binar de numerație, are forma

$$x = 2^p \cdot X \quad (2)$$

Numerele p și X se numesc *exponent*, respectiv *mantisă*. Exponentul este un număr întreg pozitiv sau negativ. Mantisa este o fracție binară, subunitară în valoare absolută.

Numărul x se numește *normalizat*, dacă $\frac{1}{2} \leq |X| < 1$.

Reprezentarea numărului x , normalizat sau nu, într-o celulă a memoriei unui calculator cu virgulă mobilă se realizează, de obicei, prin cele patru elemente: $\text{sign } x$, $|X|$, $\text{sign } p$ și $|p|$. Aceste patru elemente pot fi înmagazinate într-o celulă a memoriei în diverse ordine, de exemplu, în ordinea arătată în figura 3.

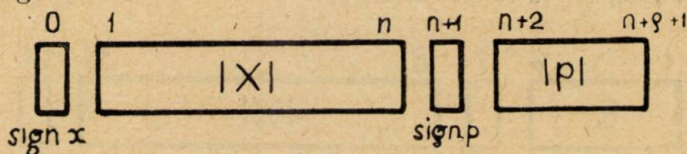


Fig. 3.

În acest caz valoarea absolută a mantisei este exprimată printr-o fracție binară subunitară cu n cifre binare semnificative; categoria semn a exponentului este așezat între $|X|$ și $|p|$, iar exponentul este exprimat prin numărul binar întreg convențional $|p| \cdot 2^{-(n+g+1)}$, compus din p cifre binare.

Într-un asemenea calculator [4], [9] mantisele tuturor numerelor normalizate x verifică

$$\frac{1}{2} \leq |X| < 1 - 2^{-n}, \quad (3)$$

iar diapazonul numerelor normalizate x , care participă la calcule, este dat de

$$\frac{1}{2} \cdot 2^{-2^q-1} \leq |x| \leq (1-2^{-n}) 2^{2^q-1} \quad (4)$$

În acest diapazon zero nu este inclus.

Prin folosirea unui exponent, numit *exponent convențional*, numărul x poate fi reprezentat într-o celulă a memoriei numai prin trei elemente: $\text{sign } x$, $|X|$, și exponentul convențional.

Exponentul convențional al numărului x , notat de aici înainte cu q , este definit prin relația

$$q = p + a \geq 0 \quad (5)$$

unde a este un număr pozitiv.

Numărul a se alege astfel încât p și q să fie reprezentate printr-un același număr de cifre binare, în funcție de numărul total al categoriilor binare de care dispune calculatorul, căutînd și soluția cea mai bună pentru a obține un diapazon cît mai mare și o precizie utilă.

Exemple. 1. Calculatorul sovietic cu virgulă mobilă M2 [9] dispune de 34 de categorii binare, folosite astfel: 1 pentru $\text{sign } x$, 26 pentru $|X|$, 6 pentru q și 1 categorie pentru semnalizarea depășirii rețelei de cifre. Numărul a este luat egal cu 32, iar zeroul normalizat se definește prin $q = p + 32 = 0$ și $|X| = 0$.

Diapazonul numerelor normalizat, care participă la calcule în calculatorul M2, este

$$\frac{1}{2} 2^{-31} \leq |x| \leq (1-2^{-26}) 2^{31}$$

Figura 4 arată ordinea de așezare a mărimilor $\text{sign } x$, $|X|$, și q într-o celulă de memorie a calculatorului M2. Categoria a 7-a semnalizează, prin conținutul ei, depășirea rețelei de cifre.

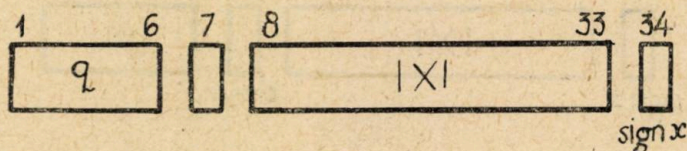


Fig. 4.

2. Calculatorul EDSAC2 [10] este construit cu 40 categorii binare, folosite astfel: 1 pentru $\text{sign } x$, 31 pentru $|X|$ și 8 pentru q . Numărul a este egal cu 128, iar zeroul normalizat se definește prin $q = p + 128 = 0$ și $|X| = 0$. Diapazonul numerelor normalizate este dat de

$$\frac{1}{2} \cdot 2^{-127} \leq |x| \leq (1-2^{-31}) 2^{127}$$

Elementele de reprezentare ale numărului x sînt așezate în ordinea arătată în figura 5.

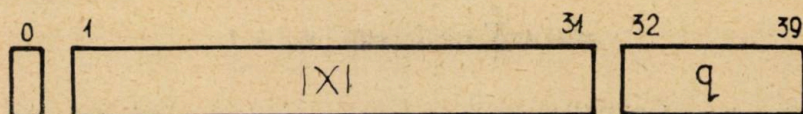


Fig. 5.

Operațiile aritmetice cu numere reprezentate semilogaritmice [9] sînt mai complexe decît cu cele reprezentate natural. Ele se efectuează după următoarele reguli:

dacă

$$x_1 = 2^{p_1} X_1 \quad \text{și} \quad x_2 = 2^{p_2} X_2$$

atunci

$$x_1 \pm x_2 = \begin{cases} 2^{p_1} (X_1 \pm 2^{-(p_1-p_2)} X_2) & \text{pentru } p_2 < p_1 \\ 2^{p_2} (2^{-(p_2-p_1)} X_1 \pm X_2) & \text{pentru } p_2 \geq p_1 \end{cases} \quad (6_1)$$

$$x_1 x_2 = 2^{p_1+p_2} X_1 X_2 \quad (6_2)$$

$$\frac{x_1}{x_2} = 2^{p_1-p_2} \frac{X_1}{X_2} \quad (6_3)$$

Pentru efectuarea adunării, de exemplu, sînt necesare următoarele etape:

1. Compararea exponenților; adunarea mantiselor se efectuează numai atunci corect, dacă exponenții sînt egali.
2. Dacă exponenții nu sînt egali, se deplasează mantisa numărului cu exponentul mai mic pînă cînd exponenții devin egali.
3. Se adună mantisele.
4. Dacă suma nu este normalizată, se procedează la normalizare.
5. Se rotunjește mantisa sumei.
6. Se înmagazinează suma sub formă semilogaritmice.

Calculatoarele cu virgulă mobilă sînt astfel construite încît efectuează toate aceste etape la o singură comandă.

Problema rotunjirii rezultatului [1] unei operații aritmetice este deosebit de importantă pentru calculatoare cu virgulă mobilă.

Pentru rotunjirea fracției binare

$$x = \pm \sum_{i=1}^{\infty} x_i 2^{-i}$$

la primele n cifre — obținîndu-se astfel valoarea aproximativă x' — se cunosc trei procedee, anume:

1. Se suprimă toate cifrele lui x , începînd cu cifra a $n+1$ -lea, adică se ia

$$x' = \pm \sum_{i=1}^n x_i 2^{-i}.$$

2. Se suprimă toate cifrele lui x , începînd cu cifra a $n+1$ -lea iar în x' ultima cifră se ia egal cu 1, adică

$$x' = \pm \sum_1^n x_i \cdot 10^{-i} \quad \text{cu} \quad |x_n| = 1.$$

3. Se adună $1 \cdot 2^{-(n+1)}$ la $|x|$ și pe urmă se suprimă toate cifrele, începînd cu cifra a $n+1$ -lea.

Tabela de mai jos redă erorile stabilite pentru aceste procedee, cu ajutorul unor considerații statistice.

Procedeul	Eroarea maximă	Eroarea medie	Eroare medie practică
1	2^{-n}	$\frac{2^{-n}}{2}$	$\sigma^2 = \frac{2^{-2n}}{3}$
2	2^{-n}	0	$\sigma^2 = \frac{2^{-2n}}{3}$
3	$\frac{2^{-n}}{2}$	0	$\sigma^2 = \frac{2^{-2n}}{12}$

De obicei, calculatoarele sînt astfel construite încît folosesc procedeul al doilea, acesta fiind mai ușor de realizat tehnic, cu toate că cel mai eficace este al treilea procedeu.

Calculatoarele cu virgulă mobilă prezintă avantaje față de cele cu virgulă fixă. În calculatoare moderne cele două forme sînt împreunate, în sensul, că ele pot lucra atît în regimul virgulă fixă cît și în regimul virgulă mobilă. Asemenea calculatoare sînt însă mult mai complicate în construcție și deci mult mai costisitoare.

Se știe că un calculator cu virgulă fixă poate lucra în regimul virgulă mobilă [6] cu ajutorul unui program special, care se înmagazinează vremelnice sau permanent în memoria calculatorului.

Prezenta lucrare conține un asemenea program pentru calculatorul MECIPT I.

II. PROGRAMUL „VIRGULĂ MOBILĂ“

Definiții. Un număr x , scris semilogaritmice, se exprimă prin trei elemente: $\text{sign } x$, $|X|$ și q , înmagazinate într-o singură celulă a memoriei, repartizîndu-se cele 31 categorii binare ale calculatorului MECIPT I în felul următor:

$\text{sign } x$	1 categorie
$ X $	24 categorii
q	6 categorii

Luînd atunci în (5) $a=30$, exponentul convențional este

$$q = p + 30 \geq 0,$$

de unde

$$0 \leq q \leq 60 \quad (7)$$

iar

$$-30 \leq p \leq 30$$

Pentru numerele normalizat rezultă din (3)

$$\frac{1}{2} \leq |X| \leq 1 - 2^{-24} \quad (8)$$

iar din (4) obținem diapazonul acestor numere :

$$\frac{1}{2} \cdot 2^{-29} \leq |x| \leq (1 - 2^{-24}) 2^{30}, \quad (9)$$

exclusiv zero.

Se impune imediat definiția zeroului normalizat prin $p = -30$ și $|X| = 0$; atunci $q = 0$ și deci zeroul normalizata coincide cu zeroul mașinii.

Orice număr normalizat pentru care $p < -30$, adică $q < 0$, se consideră egal cu zero.

Ca și în regimul virgulă fixă, zero poate fi considerat peste tot în programare ca fiind pozitiv.

Din (8) rezultă că cea mai mare mantisă normalizată, reprezentată exact în acest regim, este $1 - 2^{-24}$, la care corespunde o fracție zecimală cu șapte cifre zecimale semnificative. Mantisă oricărui număr normalizat x , pentru care $1 - |X| < 2^{-24}$ se va reprezenta tot prin $1 - 2^{-24}$, adică cu o precizie absolută pînă la $2^{-24} \approx 0,6 \cdot 10^{-7}$.

Din (9) se vede că diapazonul numerelor normalizate, care participă la calcule, este considerabil mai mare ca în regimul virgulă fixă. În schimb

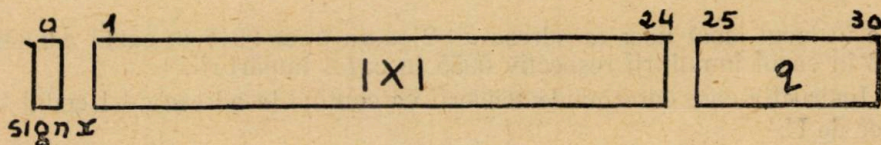


Fig. 6.

însă precizia absolută în reprezentarea numerelor este mai scăzută decât în regimul virgulă fixă, anume $0,6 \cdot 10^{-7}$ față de $0,9 \cdot 10^{-3}$, precizia optimă obținându-se pentru numerele normalizate, ale căror mantise se exprimă exact prin cel mult șapte cifre zecimale semnificative.

Legătura nemișlocită între $\text{sign } x$ și $|X|$ fiind de cea mai mare importanță, s-a ales ordinea de înmagazinare a unui număr x , arătată în figura 6.

Descrierea programului. Programul de față fiind un program de bază este întocmit cu adrese fixe. Prin aceasta se contribuie la folosirea rațională a memoriei (fără lacune).

Programul efectuează cele patru operații aritmetice cu o pereche de numere x_1 și x_2 , cuprinse în diapazonul (9), după regulile (6). Fie x rezultatul uneia din aceste operații. Dacă inițial

$$x_1 = 2^q x_1 \longrightarrow 0884 \quad \text{și} \quad x_2 = 2^q x_2 \longrightarrow 0885$$

x_1 și x_2 fiind *normalizate*, atunci rezultatul

$$x = 2^q x \longrightarrow 0884$$

fiind de asemenea *normalizat* și este gata pentru o nouă operație.

Mantisa normalizată a rezultatului se rotunjește la 24 cifre binare, folosind procedeul al treilea (pag. 14). Astfel, eroarea relativă δ pentru valoarea absolută a mantisei este limitată prin

$$-\frac{1}{2} 2^{-24} \leq \delta \leq \frac{1}{2} 2^{-24}$$

Programul ocupă 79 celule și utilizează în mod exclusiv 4 celule standard de lucru.

Instrucțiunile care corespund operațiilor aritmetice în regimul virgulă mobilă. Se deosebesc două categorii de asemenea instrucții:

1. Dacă rezultatul unei operații aritmetice în acest regim nu se află înmagazinat în celula 0884, instrucțiunile au următoarea formă:

c	ME	U	0884	$[x_1]^*$
$c+1$	ME	U	0885	$[x_2]$
$c+2$	T	U		$c+2$

unde în locul lăsat liber la adresa $c+2$ se va trece 0918 în cazul adunării, 0943 în cazul înmulțirii respectiv 0955 în cazul împărțirii.

Instrucția care corespunde scăderii va conține la adresa $c+1$ codul UN în loc de U.

2. Dacă rezultatul unei operații aritmetice în acest regim se află înmagazinat în celula 0884, instrucțiunile se simplifică:

c	ME	U	0885	$[x_1]$
$c+1$	T	U		$c+1$

cu aceleași observații ca în cazul precedent.

*) $[x_1]$ înseamnă adresa la care se află înmagazinat numărul x_1 .

Programul :

0918 IL A 0916 1000
 0919 U ME 0903 0902
 0920 A IL 0902 0915
 0921 U ME 0885 0993

1.1 readresarea celulei legăturii inverse

0922 DD IL 0031 0997
 0923 UM ME 0885 0886
 0924 A IL 1000 0917
 0925 UM ME 0884 0887
 0926 A IL 1000 0917
 0927 U ME 0884 0885
 0928 DD IL 0031 0997
 0929 CU ME 0884

1.2

$$2^{-1}\bar{x}_2 \longrightarrow 0886$$

$$(q_2+1)2^{-30} \longrightarrow 0887$$

$$2^{-1}\bar{x}_1 \longrightarrow 0884$$

$$(q_1+1)2^{-30} \longrightarrow 0885$$

0930 SC U 0885 0887
 0931 TPO ME 0937 0888

1.3

$(q_2-q_1)2^{-30} \longrightarrow 0888$;
 dacă $q_2-q_1 \geq 0$, transfer la blocul 1.5

0932 IL U 0915 0935
 0933 SCM A 0888 0910
 0934 U ME 0886 0935
 0935 MS DD 0884 0000
 0936 T 0974

1.4

dacă $q_2-q_1 < 0$ se efectuează adunarea (scăderea), rezultatul $\bar{x} = 2^q \bar{x}$ înmagazinându-se astfel: $\bar{x} \longrightarrow 0884$;
 $q \longrightarrow 0885$; pe urmă transfer la blocul 4.1

0937 IL U 0915 0940
 0938 SCM A 0888 0910
 0939 U ME 0884 0940
 0940 A DD 0886 0000
 0941 U ME 0887 0884
 0942 T ME 0974 0885

1.5

se efectuează adunarea (scăderea) în cazul $q_2-q_1 \geq 0$; rezultatul se înmagazinează ca mai sus; pe urmă transfer la blocul 4.1

0943 IL A 0916 1000
 0944 U ME 0993 0902
 0945 A IL 0902 0915
 0946 U ME 0885 0993

2.1 readresarea celulei legăturii inverse

0947 ME IL 0886 0997
 0948 IL UM 0917 0885
 0949 UM ME 0884 0887
 0950 ME IL 0885 0917
 0951 IL U 0997 0884

2.2

$$\bar{x}_2 \longrightarrow 0886; \quad q_2 2^{-30} \longrightarrow 0887$$

$$q_1 2^{-30} \longrightarrow 0885$$

0952 ME IN 0884 0886
 0953 SC U 0914 0887
 0954 T MS 0974 0885

2.3

produsul $x = 2^q \cdot \bar{x}$ se înmagazinează astfel: $\bar{x} \longrightarrow 0884$; $q \longrightarrow 0885$;
 pe urmă transfer la blocul 4.1

0955 IL A 0916 1000
 0956 U ME 0993 0902
 0957 A IL 0902 0915
 0958 U ME 0885 0993

3.1 readresarea celulei legăturii inverse



0959	O	TO		0960	3.2	dacă $x_2=0$, calculatorul oprește
0960	ME	IL	0886	0997		
0961	IL	UM	0917	0885		
0962	UM	ME	0884	0887		
0963	A	IL	0914	0917	3.3	$\bar{x}_2 \longrightarrow 0886$; $q_2 2^{-30} \longrightarrow 0887$
0964	U	ME	0884	0885		$\bar{x}_1 \longrightarrow 0884$; $(q_1 + 30) 2^{-30} \longrightarrow 0885$
0965	ME	IL	0884	0997		
0966	SCM	UM	0886	0884	3.4	dacă $ x_1 > x_2 $ transfer la blocul 3.6
0967	UI	TPO	0000	0971		
0968	D	U	0886	0384		se efectuează citul și se înmagazinează
0969	UN	ISME	0887	0884	3.5	$\bar{x} \longrightarrow 0884$; $q \longrightarrow 0885$; pe urmă transfer la blocul 4.1
0970	T	MS	0974	0885		
0971	DD	U	0031	0884		se deplasează $\bar{x}_1$ cu 1 poziție la dreapta,
0972	U	ME	1000	0884	3.6	se adună 2^{-30} la q_1 și transfer la blocul 3.4
0973	T	MS	0966	0885		
0974	TO	U	0976	0884	4.1	dacă $x=0$, transfer la celula leg. inv.
0975		T		0993		
0976	SC	UM	0905	0884		
0977	U	TPO	0884	0981	4.2	dacă $ \bar{x} - 2^{-1} \geq 0$, transfer la blocul 4.4
0978	ME	DS	0884	0031		
0979	MS	UN	0885	1000	4.3	normalizare
0980		T		0976		
0981	TN	U	0984	0885	4.4	dacă $q < 0$, transfer la blocul 4.6
0982	SC	SC	0914	0914		
0983	O	TN		0986	4.5	dacă $q < 60$, transfer la blocul 5.1; dacă $q > 60$, calculatorul oprește
0984	ME	U	0884	0000		
0985		T		0993	4.6	$q < 0$; $x=0 \longrightarrow 0884$ și transfer la celula legăturii inverse
0986	UM	AC	0884	0092		
0987	TICR	A	0994	0910	5.1	dacă prin rotunjire se întâmplă ICR, transfer la blocul 5.6
0988	MS	IL	0885	0997	5.2	$ x \longrightarrow 0885$
0989	TN	U	0992	0884	5.3	dacă $x < 0$, transfer la 5.5
0990	ME	U	0884	0885		
0991		T		0993	5.4	dacă $x > 0$, $ x \longrightarrow 0884$ și transfer la celula legăturii inverse
0992	ME	UN	0884	0885		
(993		T		[0000]	5.5	dacă $x < 0$, $ x \longrightarrow 0884$ și transfer la programul principal
0994	DD	UM	0031	0884		
0995	IL	A	0997	0911	5.6	se evită ICR și transfer la 5.3
0996	T	MS	0989	0885		

Celule standard de lucru : 0884, 0885, 0886, 0887 și 0902

Constante standard :

0905	$(2^{-1})_f$
0910	$(32 \cdot 2^{-30})_f$
0911	$(16 \cdot 2^{-30})_f$
0914	$(30 \cdot 2^{-30})_f$
0915	$0, \underbrace{1 \dots 10}_{20} \dots \underbrace{0}_{10}$
0916	$0, \underbrace{0 \dots 01}_{20} \dots \underbrace{1}_{10}$
0917	$0, \underbrace{0 \dots 0}_{24} \dots \underbrace{1 \dots 1}_6$
0997	$1, \underbrace{1 \dots 10}_{24} \dots \underbrace{0}_6$
1000	$(2^{-30})_f$
0000	+0

ПРОГРАММИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОННОГО ЦИФРОВОГО КАЛЬКУЛЯТОРА МЕСИРТ I В РЕЖИМЕ ПЛАВАЮЩЕЙ ЗАПЯТОЙ (РЕЗЮМЕ)

Калькулятор МЕСИРТ I — по своей конструкции — работает в бинарной системе исчисления, с фиксированной запятой, имея 31 бинарную категорию.

В настоящей работе дается программа, благодаря которой МЕСИРТ I может работать с числами представленными полулогарифмически $x = 2^q X$. С этой целью число x запоминается в одной ячейке, а 31 бинарная категория распределяется следующим образом: 1 категория для sig и x , 24 категории для $|X|$ и 6 категории для q , где q — условный порядок определенный как $q = q + 30 \geq 0$. Таким образом для нормализованных чисел участвующих в расчете, реализуется диапазон.

$$\frac{1}{2}, 2^{-29} \leq |x| \leq (1 - 2^{-24}) 2^{-30}$$

и абсолютная точность до $2^{-21} \approx 0,6 \cdot 10^{-7}$ в изображении мантисс.

PROGRAMMATIONS DU CALCULATEUR ÉLECTRONIQUE CHIFFRIQUE MECIPT I EN RÉGIME VIRGULE FLOTTANTE

(RESUMÉ)

La calculatrice MECIPT I travaille par construction dans le système binaire de numération à virgule fixe et dispose de 31 catégories binaires.

L'ouvrage donne le programme virgule flottante pour MECIPT I. Pour cela le numéro $x = 2^q X$ est mémorisé à une adresse ; les 31 catégories binaires sont utilisées de la façon suivante : 1 catégorie pour sign x , 24 catégories pour $|X|$ et 6 catégories pour q , où q dénote l'exposant conventionnel défini par $q = p + 30 \geq 0$. Ainsi on réalise la capacité

$$\frac{1}{2}, 2^{-29} \leq |x| \leq (1 - 2^{-24}) 2^{-30}$$

pour les numéros qui participent aux calculs et une précision absolue jusqu'à $2^{-24} \approx 0,6 \cdot 10^{-7}$ dans la représentation des mantisses.

BIBLIOGRAFIE

1. Burkes A. W., Goldstine H. H. v. Neumann J., *Preliminary Discussion of the Logical Design of an Electronic Computing Instrument*, Princeton, 1946.
2. Kämmerer W., *Ziffernrechnenautomaten*, Akademie-Verlag, Berlin, 1960.
3. Kitov A. I., *Calculatoare electronice cifrice*, traducere din limba rusă, Editura Tehnică, București, 1959.
4. Kitov A. I., Krinițkii N. A., *Elektronie mașini i programirovanie*, Fizmatghiz, Moscova, 1959.
5. Kaufmann I., Bazele matematice ale calculatorului MECIPT I, comunicare ținută la Consfătuirea tehnico-științifică asupra mașinilor electronice de calcul, Acad. R.P.R., București, 1960.
6. Mc Cracken D. D., *Digital Computer Programming*, John Wiley and Sons, inc, New-York, 1957.
7. Rutishauser H., Speiser A., Stiefel E., *Programmgesteuerte digitale Rechengeräte*, Birkhäuser-Verlag, Basel und Stuttgart, 1951.
8. Stock J. R., *Die mathematischen Grundlagen für die Organisation der elektronischen Rechenmaschine der Eidgenössischen Technischen Hochschule*, Birkhäuser-Verlag, Basel und Stuttgart, 1955.
9. Sura-Bura M. R. etc., *Sistema standartnih podprogram*, Fizmatghiz, Moscova, 1958.
10. Wilkes M. V., *Programming for EDSAC 2*, University Mathematical Laboratory, Cambridge, 1958.

ASUPRA ECHILIBRULUI UNUI CORP SOLID SPRIJINIT PE UN PLAN

DE

GH. SILAȘ, M. RADOI, I. GROȘANU, L. N. BRINDEU

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. Problema echilibrului unui corp solid, asupra căruia acționează un sistem de forțe date, corpul sprijinindu-se fără frecare pe un plan, se știe că în general este static nedeterminată. Cauza nedeterminării este considerarea ca rigide a corpului cât și a planului de sprijin. Considerându-le deformabile, de exemplu situându-le în domeniul elastic, nedeterminarea se poate înlătura.

În cele ce urmează ne vom ocupa de cazul clasic al unui corp rigid S ce se sprijină pe un plan elastic Q în punctele A_i ($i=1, 2, \dots, n$) ($n>3$). Alegem un sistem de axe $Oxyz$ astfel ca planul Oxy să coincidă cu planul Q , iar Oz să fie îndreptată spre partea corpului. Coordonatele punctului A_i sînt: $x_i, y_i, 0$.

În cazul echilibrului corpului, se știe că sistemul de forțe dat ce acționează corpul trebuie să fie echivalent cu o rezultantă unică F perpendiculară pe plan, cu sensul de la corp spre plan (de sens contrar cu axa Oz) și să taie planul într-un punct $A(x, y, 0)$ situat în interiorul poligonului de susținere. În aceste condiții, necunoscutele problemei sînt valorile R_i ale reacțiunilor în punctele A_i , reacțiuni îndreptate spre corp (de același sens cu axa Oz).

Ecuatiile clasice de echilibru, în care intervin reacțiunile, sînt în număr de trei și anume:

$$\begin{aligned} F - \sum_{\lambda} R_{\lambda} &= 0 \\ xF - \sum_{\lambda} x_{\lambda} R_{\lambda} &= 0 \\ yF - \sum_{\lambda} y_{\lambda} R_{\lambda} &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

F este valoarea rezultantei.

Aceste ecuații nu sînt suficiente pentru a determina reacțiunile. Pentru a înlătura nedeterminarea, vom considera corpul rigid și planul de rezemare

elastic, admițind în punctele de sprijin deplasări mici după legea lui Hooke. Punctul A_i se va deplasa în A'_i , această deplasare fiind dată de formula :

$$A_i A'_i = w_i = -h R_i \quad (2)$$

h fiind constanta de elasticitate a planului de rezemare considerat izotrop.

Prin considerarea acestor mici deplasări, trebuie avut în vedere că rezultanta F nu în toate cazurile menține în contact cu planul de rezemare toate punctele de rezemare ale corpului rigid, oricare ar fi poziția punctului $A(x, y, 0)$ în interiorul poligonului de susținere. De aceea, în această lucrare vom rezolva următoarele probleme :

a) Care este condiția ca toate punctele de rezemare ale corpului să rămână în contact cu planul de rezemare și care sînt formulele cu care calculăm reacțiunile.

b) Condiția precedentă ne fiind îndeplinită, care sînt punctele de rezemare ale corpului ce rămîn în contact cu planul de rezemare și cum determinăm reacțiunile în acest caz.

Aceste două probleme au fost rezolvate în lucrarea [1], pag. 160—161, pentru cazul particular a patru reazeme situate în vîrfurile unui dreptunghi.

2. Să considerăm în primul rînd cazul cînd numărul n al punctelor de sprijin este finit. Punctele A'_i , făcînd parte din corpul rigid, după cedarea elastică a planului de rezemare se vor găsi într-un plan a cărui ecuație o putem scrie :

$$ax + by + \frac{1}{h} z + c = 0$$

unde a, b, c , sînt constante ce trebuie determinate. Ținînd seama că deformările sînt mici și că pentru un punct A_i , ce se menține în contact cu planul de rezemare, cota devine w_i dat de formula (2) rezultă că avem :

$$R_i = ax_i + by_i + c \quad (3)$$

Această formulă are sens doar pentru punctele de rezemare din corp ce se mențin în contact cu planul de rezemare și după deplasările datorite cedării planului. Constantele a, b, c , urmează să le determinăm ținînd seama și de ecuațiile (1), care vom presupune că pentru deplasările suficient de mici considerate nu se modifică.

3. Să presupunem că punctul $A(x, y, 0)$ are o astfel de poziție în interiorul poligonului de susținere încît toate punctele de rezemare ale corpului rigid rămîn în contact cu planul de rezemare. În acest caz ecuațiile (1) devin:

$$\begin{aligned} F &= a \sum_{\lambda} x_{\lambda} + b \sum_{\lambda} y_{\lambda} + nc \\ xF &= a \sum_{\lambda} x_{\lambda}^2 + b \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} + c \sum_{\lambda} x_{\lambda} \\ yF &= a \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} + b \sum_{\lambda} y_{\lambda}^2 + c \sum_{\lambda} y_{\lambda} \end{aligned} \quad (4)$$

Eliminînd pe a, b, c din ecuațiile (3) și (4) obținem :

$$\begin{vmatrix} R_i & x_i & y_i & 1 \\ F & \sum_{\lambda} x_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda} & n \\ xF & \sum_{\lambda} x_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} x_{\lambda} \\ yF & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} y_{\lambda} \end{vmatrix} = 0 \quad (5)$$

ecuație ce ne va determina reacțiunea R_i din punctul A_i .

Condiția ca toate punctele de rezemare să rămînă în contact cu planul de rezemare este ca forța F să fie aplicată într-un punct $A(x, y, 0)$ astfel ca să avem :

$$R_i > 0, (i=1, 2, \dots, n)$$

Dreapta D_i , asociată punctului A_i , a cărei ecuație este :

$$\begin{vmatrix} 0 & x_i & y_i & 1 \\ 1 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda} & n \\ x & \sum_{\lambda} x_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} x_{\lambda} \\ y & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} y_{\lambda} \end{vmatrix} = 0 \quad (6)$$

împarte planul în două regiuni. După cum punctul A este într-o regiune sau alta, R_i este pozitiv sau negativ. Considerînd totalitatea dreptelor D_i ($i=1, 2, \dots, n$), porțiunea comună a regiunilor în care reacțiunile R_i sînt pozitive constituie o zonă în care trebuie să se afle punctul $A(x, y, 0)$ pentru ca toate punctele de rezemare a corpului să rămînă în contact cu planul. Acesteia îi vom spune zona centrală Z_0 a poligonului de susținere. Dacă A se află în zona centrală, reacțiunile se determină cu formula (5).

În particular, dacă sistemul de axe Oxy este astfel ales ca

$$\sum_{\lambda} x_{\lambda} = 0, \quad \sum_{\lambda} y_{\lambda} = 0, \quad \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} = 0$$

atunci din (5) rezultă :

$$R_i = F \left(\frac{xx_i}{\sum_{\lambda} x_{\lambda}^2} + \frac{yy_i}{\sum_{\lambda} y_{\lambda}^2} + \frac{1}{n} \right).$$

Deci, zona centrală va fi limitată de drepte

$$\frac{xx_i}{\sum_{\lambda} x_{\lambda}^2} + \frac{yy_i}{\sum_{\lambda} y_{\lambda}^2} + \frac{1}{n} = 0 \quad (i=1, 2, \dots, n)$$

și corespunde regiunii care conține originea 0 în interior. De exemplu, în cazul a patru reazeme situate în vîrfurile unui dreptunghi $A_1(a, b, 0)$, $A_2(a, -b, 0)$, $A_3(-a, -b, 0)$, $A_4(-a, b, 0)$ găsim patru drepte

$$\pm \frac{x}{a} \pm \frac{y}{b} + 1 = 0$$

care delimitează zona centrală.

Se observă că aceste drepte se obțin unind mijloacele alăturate ale laturilor dreptunghiului și sînt identice cu cele găsite în lucrarea [1].

Dacă cele patru puncte de reazem sînt situate în vîrfurile și centrul unui triunghi echilateral $A_1\left(a, -\frac{a\sqrt{3}}{3}, 0\right)$, $A_2\left(0, \frac{2a\sqrt{3}}{3}, 0\right)$, $A_3\left(-a, \frac{a\sqrt{3}}{3}, 0\right)$, $A_4(0, 0, 0)$, găsim drepte:

$$(D_1) \frac{x}{-\frac{a}{2}} + \frac{y}{\frac{a\sqrt{3}}{2}} = 1$$

$$(D_2) y = -\frac{a\sqrt{3}}{4}$$

$$(D_3) \frac{x}{\frac{a}{2}} + \frac{y}{\frac{a\sqrt{3}}{2}} = 1$$

care delimitează zona centrală și se vede că formează tot un triunghi echilateral.

4. Să presupunem acum că punctul $A(x, y, 0)$ nu se află în zona centrală Z_0 . În acest caz nu toate punctele de rezemare ale corpului se vor menține în contact cu planul de rezemare. Să presupunem că m puncte nu se mențin în contact cu planul de rezemare. Fie A_{K_r} ($r=1, 2, \dots, m$) aceste puncte. Considerîndu-le cunoscute, rezemarea corpului pe plan se va face prin intermediul celorlalte puncte A_i ($i \neq K_r$) și reacțiunile în aceste puncte se vor determina cu formula:

$$\left| \begin{array}{cccc} R_i & x_i & y_i & 1 \\ F & \sum_{\lambda} x_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda} & n-m \\ xF & \sum_{\lambda} x_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} x_{\lambda} \\ yF & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} y_{\lambda} \end{array} \right| = 0 \quad (7)$$

($i \neq K_r; \quad \lambda \neq K_r$)

Condițiile ca numai punctele A_i ($i \neq K_r$) să rămână în contact cu planul de rezemare sînt următoarele :

a) Rezultanta F să fie aplicată într-un punct $A(x, y, 0)$, astfel ca din formula (7) să rezulte :

$$R_i > 0 \quad (i \neq K_r)$$

b) Dacă am aplica formal formula (7) în celelalte puncte A_i ($i = K_r$) să obținem pentru R_i valori negative, adică :

$$R_i < 0 \quad (i = K_r)$$

Ținînd seama de acestea, vom asocia și în acest caz punctelor A_i dreptele Δ_i de ecuație :

$$\begin{vmatrix} 0 & x_i & y_i & 1 \\ 1 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda} & n-m \\ x & \sum_{\lambda} x_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} x_{\lambda} \\ y & \sum_{\lambda} x_{\lambda} y_{\lambda} & \sum_{\lambda} y_{\lambda}^2 & \sum_{\lambda} y_{\lambda} \end{vmatrix} = 0 \quad (8)$$

Vom considera pentru $i \neq K_r$ regiunile pozitive ($R_i > 0$), iar pentru $i = K_r$ regiunile negative ($R_i < 0$). Astfel vom obține o porțiune comună a acestor regiuni în care trebuie să fie situat punctul A pentru ca punctele A_i ($i \neq K_r$) să rămână în contact cu planul de rezemare. Această porțiune situată în interiorul poligonului de susținere, o vom numi zona $Z_{K_1 K_2 \dots K_m}$.

În acest caz reacțiunile se determină cu formula (7).

La determinarea zonelor $Z_{K_1 K_2 \dots K_m}$ trebuie avut în vedere că punctele A_{K_r} ($r = 1, 2, \dots, m$) sînt întodeauna separate de celelalte puncte A_i printr-o dreaptă, intersecția dintre planul punctelor de rezemare din corpul rigid și planul de rezemare dat. Se arată ușor că numărul total al zonelor în care se împarte poligonul de susținere este mai mic, cel mult egal, cu numărul :

$$2^n - \frac{n^2 + n + 2}{2}$$

5. Să presupunem acum că există o infinitate de puncte de sprijin A_i situate pe un arc de curbă $M_1 M M_2$. Ecuațiile parametrice ale curbei (Γ), pe care se află arcul $M_1 M M_2$, sînt :

$$\begin{aligned} x_{\Gamma} &= x_{\Gamma}(t) \\ y_{\Gamma} &= y_{\Gamma}(t) \end{aligned} \quad (9)$$

Fie R reacțiunea pe unitatea de lungime din jurul unui punct curent ce se menține în contact cu planul de rezemare, de pe arcul de curbă $M_1 M M_2$.

Atunci pe elementul de lungime dl din acest punct curent, vom avea reacțiunea Rdl . Împărțind arcul dat în arce elementare egale, rezultă ușor că reacțiunea R verifică și ea o ecuație de forma (3). Ecuațiile (1) devin :

$$\begin{aligned} F &= \int_{\Gamma} Rdl \\ xF &= \int_{\Gamma} xRdl \\ yF &= \int_{\Gamma} yRdl. \end{aligned} \quad (10)$$

Vom presupune acum că punctul $A(x, y, 0)$ are o astfel de poziție încît toate punctele de rezemare ale corpului rigid rămîn în contact cu planul de rezemare. Notînd cu $M_x, M_y, J_x, J_{xy}, J_y$ momentele statice și de inerție a curbei (Γ) față de axe Ox și Oy , din (3) și (10) rezultă :

$$\begin{aligned} F &= aM_y + bM_x + cl \\ xF &= aJ_y + bJ_{xy} + cM_y \\ yF &= aJ_{xy} + bJ_x + cM_x \end{aligned} \quad (11)$$

Eliminînd între relațiile (3) și (11) constantele a, b, c , obținem :

$$\begin{vmatrix} R & x_{\Gamma} & y_{\Gamma} & 1 \\ F & M_y & M_x & l \\ xF & J_y & J_{xy} & M_y \\ yF & J_{xy} & J_x & M_x \end{vmatrix} = 0 \quad (12)$$

Condiția ca toate punctele curbei M_1MM_2 să rămînă în contact cu planul de rezemare este ca forța $\bar{F}$ să fie aplicată într-un punct $A(x, y, 0)$ astfel ca R calculat cu formula (12) să fie pozitiv pentru orice punct A_{Γ} pe curba Γ .

Fiecărui punct de sprijin $A_{\Gamma}(x_{\Gamma}, y_{\Gamma}, 0)$, îi vom atașa o dreaptă D_{Γ} de ecuație :

$$\begin{vmatrix} 0 & x_{\Gamma} & y_{\Gamma} & 1 \\ 1 & M_y & M_x & l \\ x & J_y & J_{xy} & M_y \\ y & J_{xy} & J_x & M_x \end{vmatrix} = 0 \quad (13)$$

care împarte planul în două regiuni.

R este pozitiv sau negativ după cum A este într-o regiune sau alta. Totalitatea dreptelor D_r determină o porțiune comună a acestor regiuni în care R e pozitiv. Această porțiune este zona centrală a poligonului de susținere. Dacă $A(x, y, 0)$ se află în zona centrală, toată curba Γ rămîne în contact cu planul de rezemare și în acest caz R se calculează cu formula (12).

E ușor de văzut că zona centrală este delimitată de înfășurarea dreptelor D_r (13), care se va obține eliminînd parametrul t între ecuațiile (13) și :

$$\begin{vmatrix} 0 & x'_r & y'_r & 0 \\ 1 & M_y & M_x & l \\ x & J_y & J_{xy} & M_y \\ y & J_{xy} & J_x & M_x \end{vmatrix} = 0 \quad (14)$$

Dacă notăm :

$$\alpha = (M_x^2 - J_x) x + (J_{xy} - M_x M_y) y + M_y J_x - M_x J_{xy}$$

$$\beta = (J_{xy} - M_x M_y) x + (M_y^2 - J_y) y + M_x J_y - M_y J_{xy}$$

$$\gamma = (M_y J_x - M_x J_{xy}) x + (M_x J_y - M_y J_{xy}) y + J_{xy}^2 - J_x J_y$$

înfășurătoarea dreptelor (D_r) va avea ecuațiile parametrice :

$$x = \frac{d \frac{\gamma}{\beta}}{d \frac{\alpha}{\beta}} ; \quad y = \frac{d \frac{\gamma}{\alpha}}{d \frac{\beta}{\alpha}} \quad (15)$$

cu condiția :

$$\alpha\beta' - \alpha'\beta \neq 0.$$

Dacă arcul de sprijin $M_1 M M_2$ este o curbă închisă, atunci înfășurătoarea obținută este o curbă închisă și delimitează în poligonul de susținere zona centrală. Dacă arcul $M_1 M M_2$ nu este închis, atunci zona centrală din poligonul de susținere va fi delimitată de arcul de înfășurătoare corespunzător punctelor curbei $M_1 M M_2$ și de dreptele D_r asociate punctelor M_1 și M_2 .

Zona centrală conține în interior centrul de greutate al curbei Γ . Într-adevăr, dacă alegem axele astfel ca să avem :

$$M_x = 0, \quad M_y = 0, \quad J_{xy} = 0,$$

atunci ecuațiile parametrice ale curbei (Γ) sînt :

$$x = - \frac{J_x d \frac{1}{y_r}}{l d \left(\frac{x_r}{y_r} \right)}$$

$$y = - \frac{J_y d \left(\frac{1}{x_r} \right)}{l d \left(\frac{y_r}{x_r} \right)}$$

cu condiția

$$x'_\Gamma y_\Gamma - x_\Gamma y'_\Gamma \neq 0.$$

Reacțiunea pe unitatea de lungime într-un punct A_Γ se va calcula cu formula :

$$R = F \left(\frac{xx_\Gamma}{J_y} + \frac{yy_\Gamma}{J_x} + \frac{1}{l} \right).$$

Pentru origine care este chiar centrul de greutate, această formulă ne dă o valoare pozitivă pentru R . Să luăm ca exemplu cazul sprijinirii pe un cerc de rază r . Procedînd ca mai sus, se constată că zona centrală este delimitată de un cerc concentric cu cel dat, avînd raza $\frac{r}{2}$.

6. Dacă punctul de aplicație $A(x, y, 0)$ al forței $\bar{F}$ este în exteriorul zonei centrale, atunci corpul S nu se va mai sprijini pe planul de rezemare dealungul întregului arc M_1MM_2 . În acest caz, să notăm cu d dreapta de intersecție (ce urmează s-o determinăm) dintre planul de rezemare elastic și planul curbei Γ din corpul rigid, după cedarea elastică. Dreapta d taie curba Γ în cel puțin două puncte. Fie M'_1 și M'_2 punctele extreme pe dreapta d , ce corespund valorilor t'_1 și t'_2 (ce le vom determina) ale parametrului t . Arcul de sprijin al corpului pe planul de rezemare elastic va fi porțiunea din curba Γ situată de aceeași parte cu punctul A față de dreapta d (respectiv $M'_1M'_2$).

Punctul A fiind dat, să presupunem cunoscute valorile t'_1 și t'_2 , respectiv punctele M'_1 și M'_2 . Prin urmare, arcul din curba Γ pe care există efectiv rezemare e presupus cunoscut. Să-l notăm cu $M'_1MM'_2$. Lungimea acestui arc, momentele statice și de inerție în raport cu axele Oxy le vom calcula și vor fi funcțiuni de valorile t'_1 și t'_2 .

Valorile calculate le vom introduce în formula (12), cu ajutorul căreia vom determina pe R în orice punct $(x_\Gamma, y_\Gamma, 0)$ ce face parte din arcul $M'_1MM'_2$. Reacțiunea R va rezulta ca o funcție de punctul curent M , adică de t și de punctele M'_1, M'_2 , deci de t'_1 și t'_2 , adică

$$R = R(t, t'_1, t'_2).$$

Intrucît în punctele dreptei d reacțiunea e nulă, rezultă că punctele M'_1 și M'_2 se determină rezolvînd sistemul :

$$\left. \begin{aligned} R(t'_1, t'_1, t'_2) &= 0 \\ R(t'_2, t'_1, t'_2) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

În felul acesta, cunoscînd punctul de aplicație A al forței $\bar{F}$ se poate determina exact arcul de curbă pe care avem efectiv rezemare și după aceea se poate determina reacțiunea R în orice punct de rezemare cu formula (12).

Să luăm de exemplu o grindă rigidă orizontală M_1M_2 , de lungime $2l$, rezemată pe axa M_1x , asupra căreia acționează o forță verticală F , în punctul $A(x, 0)$. Din cauza simetriei față de mijlocul grinzii putem presupune $x \leq l$. Nu vom considera greutatea grinzii.

Să presupunem că sub acțiunea forței F grinda se sprijină pe un plan pe porțiunea $M_1M'_1$ de lungime z . Relațiile (3) și (10) în acest caz se scriu :

$$R = ax_{\Gamma} + c$$

$$F = a \frac{z^2}{2} + cz$$

$$xF = a \frac{z^3}{3} + c \frac{z^2}{2}$$

de unde

$$R = \frac{2F}{z^3} [3x_{\Gamma}(2x - z) + z(2z - 3x)]$$

Pentru găsirea zonei centrale vom ține seamă că cea mai mică valoare a lui x va trebui determinată astfel ca să avem $R=0$ pentru $z=2l$ și $x_{\Gamma}=2l$. În acest caz găsim $x = \frac{2l}{3}$. Din cauza simetriei, zona centrală este determinată de inegalitățile :

$$\frac{2l}{3} \leq x \leq \frac{4l}{3}.$$

Pentru cazurile $x \leq \frac{2l}{3}$, ținând seamă că pentru $x_{\Gamma}=z$ trebuie să avem $R=0$, găsim

$$z=3x$$

Poligonul de sprijin M_1M_2 e împărțit astfel în următoarele zone :

$\frac{2l}{3} \leq x \leq \frac{4l}{3}$ avem sprijin pe tot segmentul M_1M_2 (zona centrală),

$0 \leq x \leq \frac{2l}{3}$ avem sprijin pe segmentul $M_1M'_1$ de lungime $z=3x$,

$\frac{4l}{3} \leq x \leq 2l$ avem sprijin pe segmentul M'_1M_2 de lungime $z=3(2l-x)$.

7. Vom considera acum cazul când există o infinitate de puncte de sprijin A_D , situate pe o suprafață plană D a corpului rigid. Fie Γ curba ce delimitează această suprafață, avînd ecuațiile parametrice :

$$x_{\Gamma} = x_{\Gamma}(t)$$

$$y_{\Gamma} = y_{\Gamma}(t)$$

R fiind reacțiunea pe unitatea de suprafață din jurul unui punct oarecare din D , ce se menține în contact cu planul de rezemare, atunci pe elementul de suprafață dS din acest punct vom avea reacțiunea RdS . Ca și în cazul rezemării pe un arc de curbă se arată că R verifică ecuația (3).

Ecuatiile (1) devin :

$$\begin{aligned} F &= \iint_D R dS \\ xF &= \iint_D xR dS \\ yF &= \iint_D yR dS \end{aligned} \quad (17)$$

Ținând cont de (3), se deduce că reacțiunea R dintr-un punct $A_D(x_D, y_D)$, în cazul că toate punctele suprafeței D se mențin în contact cu planul de rezemare, este dată de ecuația :

$$\begin{vmatrix} R & x_D & y_D & 1 \\ F & M_y & M_x & S \\ xF & J_y & J_{xy} & M_y \\ yF & J_{xy} & J_x & M_x \end{vmatrix} = 0 \quad (18)$$

$M_x, M_y, J_x, J_{xy}, J_y$ sînt momentele statice și de inerție ale suprafeței de sprijin în raport cu axele Ox și Oy , iar S suprafața de sprijin.

Pentru ca formula (18) să fie valabilă, va trebui ca punctul de aplicație $A(x, y, 0)$ al forței $\bar{F}$ să fie situat în interiorul poligonului de susținere în așa fel încît R să rezulte pozitiv în orice punct din D .

Pentru aceasta facem următoarea observație simplă : dacă reacțiunea R este pozitivă pentru orice punct din D , atunci ea este pozitivă și pentru toate punctele curbei Γ ce delimitează suprafața D și reciproc.

De aici rezultă că zona centrală o vom determina ținînd seamă de formula care ne dă reacțiunea R pentru punctele curbei Γ , adică :

$$\begin{vmatrix} R & x_D & y_D & 1 \\ F & M_y & M_x & S \\ xF & J_y & J_{xy} & M_y \\ yF & J_{xy} & J_x & M_x \end{vmatrix} = 0 \quad (19)$$

și se procedează ca în cazul rezemării pe o curbă, procedeu arătat anterior. Ținînd seamă de aceeași observație, deducem că și dacă punctul $A(x, y, 0)$ este exterior zonei centrale, se procedează ca în cazul rezemării pe o porțiune din curba Γ .

8. Aceeași problemă se studiază în lucrarea [3] considerînd toate punctele corpului menținute ca puncte de sprijin în contact cu planul de rezemare. În acest fel asupra corpului acționează și reacțiuni negative, adică

de sens contrar cu axa Oz . Pentru a rezolva problema în sensul clasic, autorii propun reluarea ei suprimînd punctele de sprijin în care la prima cercetare s-au obținut reacțiuni negative. Dar suprimînd reacțiunile negative, însăși poziția de echilibru a rigidului se schimbă esențial. Dacă d' era dreapta de intersecție a planului de rezemare cu planul punctelor de sprijin din corpul rigid înainte de suprimarea reacțiunilor negative, după suprimarea acestora intersecția celor două plane va fi o dreaptă d esențial diferită de dreapta d' . Eroarea metodei este cu atît mai mare cu cît între dreptele d' și d există mai multe puncte de sprijin.

Pentru rezolvarea problemei nu este suficientă, în general, o singură suprimare a reacțiunilor negative, ci metoda trebuie aplicată de mai multe ori, constituind de fapt un proces de trecere la limită.

Metoda zonelor arătate anterior rezolvă complet problema.

9. Cunoscînd forțele de legătură $\bar{R}_i$ și punctele A_i unde ele sînt aplicate, putem determina starea de tensiune a mediului elastic pe care este așezat corpul S .

Intr-adevăr, asupra mediului elastic vor acționa în punctele A_i niște forțe $\bar{P}_i = -\bar{R}_i$ egale și de sens opus forțelor $\bar{R}_i$ conform principiului acțiunii și reacțiunii. Aceasta înseamnă că avem de rezolvat problema determinării tensiunilor și deformațiilor semispațiului elastic, asupra căruia acționează în punctele A_i forțele $\bar{P}_i$, care pot fi concentrate sau uniform distribuite. În mod obișnuit această problemă se rezolvă prin metoda Flamand-Boussinesque, cunoscută în special pentru semispațiul elastic acționat de o singură forță concentrată.

О РАВНОВЕСИИ ТВЕРДОГО ТЕЛА ОПИРАЮЩЕГОСЯ НА ПЛОСКОСТЬ

(РЕЗЮМЕ)

Для определения противодействий в случае твердого тела опирающегося на плоскость в более чем трех точках, принимается упругая опорная плоскость допускающая небольшие перемещения получаемые из (2). Противодействие в точке $A_i(x_i, y_i, 0)$ дано соотношением (3).

Задача решена для случая конечного числа точек опоры, расположенных на кривой или на плоскости.

Указывается, что все точки остаются в соприкосновении с опорной плоскостью если точка $A(x, y, 0)$ приложения силы $\bar{F}$ находится внутри центральной зоны определяемой прямыми (6), соответственно огибающей прямых (13). В этом случае противодействия определяются формулами (5), соответственно (12) или (18).

Если A находится вне центральной зоны, тогда опорные точки устанавливаются с помощью прямых (8), соответственно путем решения

системы (16). Противодействия рассчитываются при помощи формулы (7) соответственно (12) и (18), в которых элементы определителя относятся к эффективной части опоры.

ÜBER DAS GLEICHGEWICHT EINES AUF EINER EBENE RUHENDEN STARREN KÖRPERS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Für die Bestimmung der Auflagekräfte eines starren Körpers, welcher auf mehr als drei Punkten auf einer Ebene ruht, wird die Auflageebene elastisch angenommen und es werden die durch (2) gegebenen kleinen Verschiebungen zugelassen. Die Auflagekraft im Punkt $A_i(x_i, y_i, 0)$ ist durch (3) gegeben.

Die Aufgabe wurde gelöst für den Fall einer endlichen Zahl der Auflagepunkte, die sich auf einer Kurve oder auf einer ebenen Fläche befinden.

In dem Aufsatz wird gezeigt, dass alle Punkte mit der Auflageebene in Berührung bleiben, falls der Angriffspunkt $A(x, y, 0)$ der Kraft F sich innerhalb der Zentralzone, die von der Geraden (3) oder der Umhüllenden der Geraden (13) bestimmt wird, befindet. Die Auflagekräfte werden mit Hilfe der Formel (5), (12) oder (18) bestimmt.

Falls der Angriffspunkt A ausserhalb der Zentralzone liegt, werden die Auflagepunkte mit Hilfe der Geraden (8), beziehungsweise durch die Lösung des Systems (16) bestimmt. Die Auflagekräfte werden mit den Formeln (7) oder (12) und (18) berechnet, in welchen die Glieder des Determinanten auf den tatsächlichen Auflagerungsteil bezogen sind.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Appell, *Traité de mécanique rationnelle*, t. I, Paris 1919, p. 160—161.
2. T. Levi-Civita e Ugo Amaldi, *Lezioni di meccanica razionale* v I, Bologna, 1923, p. 565.
3. I. Sălăgeanu și T. Sălăgeanu, Asupra echilibrului unui corp solid rigid rezemat pe o suprafață plană, *Gazeta mat. și fiz.*, seria A nr. 10 1955, p. 541—552.
4. I. Sălăgeanu și T. Sălăgeanu, Asupra echilibrului unui corp solid rigid rezemat cu frecare pe o suprafață plană, *Gazeta mat. și fiz.*, seria A, nr. 9, 1958.
5. V. Vilcovici, Șt. Bălan și R. Voinea, *Mecanică teoretică*, Ed. tehn. Buc. 1959.
6. N. M. Beleaev, *Rezistența materialelor*, v I, Ed. tehn. Buc. 1956.
7. Al. Stoienescu și Gh. Silaș, *Curs de mecanică teoretică*, Ed. tehn., Buc. 1959.

O APLICAȚIE A DESCĂRCĂRII ELECTRICE DE ÎNALTĂ FRECVENȚĂ: DETERMINAREA DRUMULUI LIBER MIJLOCIU

DE

A. CIȘMAN, A. POLICEC

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Aprinderea descărcării de înaltă frecvență este determinată nu numai de proprietățile mediului studiat, dar și de alți factori importanți. Dimensiunile cavității în corelație cu frecvența cîmpului electric aplicat și cu presiunea mediului, decid caracterul descărcării și se iau în considerare la calculul tensiunii de aprindere. De asemenea se cer cunoscute însușirile pereților bombardați cu particole electrizate, cit și gradul de ionizare remanentă sau inițială (ionizare creată în mod artificial), a gazului studiat.

Oricare ar fi însă condițiile experienței, amorsarea descărcării se produce numai dacă numărul particulelor purtătoare de electricitate, liberate în unitatea de timp, compensează scăderea lor, datorită difuziei, recombinării, atașării etc., din acel spațiu în același timp. Astfel, numărul total al purtătoarelor de sarcini electrice se mărește, ceea ce duce la formarea așa-zisei avalanșe.

Metodele experimentale conduc de obicei la determinarea acelei valori (efective) a tensiunii aplicate între electrozi, care produce aprinderea descărcării, pentru o anumită frecvență, presiune și dispoziție a electrozilor. Aceste date furnizează adesea informații utile în discutarea însușirilor cinetico-moleculare ale mediului studiat.

Într-o altă lucrare s-au arătat unele rezultate obținute în vapori de apă la presiune redusă, folosind o metodă particulară pentru determinarea presiunii mediului studiat.

Tensiunea alternativă produsă de un generator electronic, continuu reglabilă de la valori mici pînă peste 1 kV, în intervalul de frecvență cuprins între 60 kHz și 25 MHz, a servit la amorsarea controlată a descărcării de înaltă frecvență.

Presiunea vaporilor a fost determinată prin metoda peretelui rece, între valorile de 0,0003 și 4 mmHg. Electrozii, de formă inelară, au fost dispuși în afara tubului cilindric de descărcare. Incercări comparative au justificat calculul cîmpului electric prin substituția dispoziției reale cu un condensator plan paralel echivalent.

Pentru măsurarea tensiunii a servit un voltmetru electrostatic simetrizat, cu suspensie de cuarț, de construcție proprie, avînd două domenii de măsură (400 V și 1000 V). Etalonarea s-a făcut în c.a. de 50 Hz. Erorile de măsură nu au depășit 2%.

Determinările experimentale au arătat o dependență între tensiunea de aprindere și frecvența acesteia, exemplificată în fig. 1 pentru distanța dintre electrozi de 2 cm, la diferite valori ale presiunii, notate pe curbe.

Creșterea frecvenței cîmpului electric, atrage după sine la început o mărire a tensiunii de aprindere — mai accentuată în domeniul presiunilor mici și mai neînsemnată la presiuni ridicate — pînă la o anumită valoare a frecvenței, f_p , la care se produce o tăiere a caracteristicii, prin micșorarea pronunțată a tensiunii de aprindere.

Condițiile amorsării descărcării se stabilesc în domeniul frecvențelor joase pentru amplitudini mari de oscilație ale particulelor electrizate, su-

puse acțiunii cîmpului electric alternativ. Din această cauză, purtătorii de sarcină se atașează la pereți sau părăsesc spațiul descărcării în fiecare semiperioadă, mărind considerabil pierderile agenților ionizanți și aprinderea se produce numai în cîmpuri electrice intense. Prin creșterea frecvenței, amorsarea se produce la amplitudini de oscilație din ce în ce mai mici. La o anumită valoare a frecvenței, purtătorii de sarcină nu vor mai ajunge în afara spațiului de descărcare în fiecare semiperioadă, ceea ce — prin micșorarea numărului de particole pierdute — va conduce la aprinderea în cîmpuri mult mai slabe. Frecvența de tăiere marchează tocmai micșorarea amplitudinii de oscilație sub dimensiunile rezervorului de descărcare.

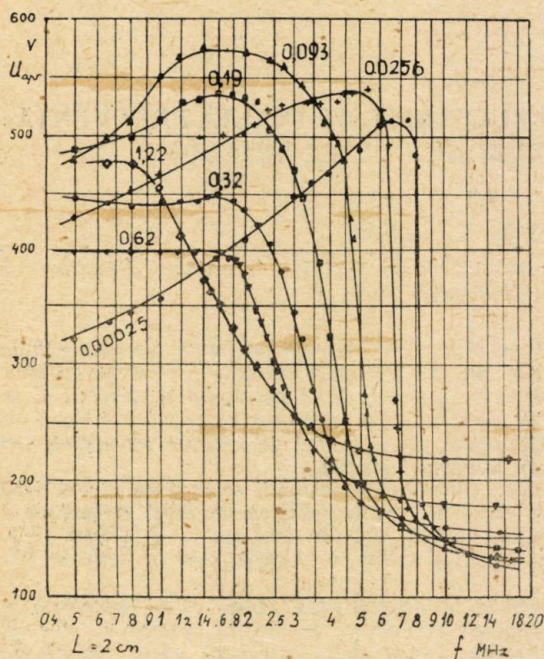


Fig. 1. Dependența tensiunii de aprindere, U_{apr} , de frecvența cîmpului electric aplicat, pentru diferite presiuni notate pe curbe în mm Hg. Distanța dintre electrozi, $L = 2$ cm.

Valoarea mare a raportului dintre masa ionilor și a electronilor, justifică presupunerea că, la frecvențele ridicate ale cîmpului aplicat, numai electronii participă la declanșarea condițiilor de aprindere.

În oscilațiile forțate de cîmpul electric alternativ, electronii pot ciocni nu numai pe-

reții ci și molecule neutre sau ioni. Este deci important să se ia în considerare drumul liber mijlociu al electronilor, în discuția condițiilor de aprindere.

În cazul presiunilor sub care drumul liber mijlociu nu conduce la ciocniri repetate în timpul oscilațiilor, procesul aprinderii depinde în mică măsură de presiune. Din contră, presiunea controlează efectiv aprinderea, dacă drumul liber mijlociu devine mai mic decât mărimea spațiului de oscilație al electronului. Acest criteriu stă la baza studiului de față.

Dacă se studiază porțiunea scăzătoare a familiilor de caracteristici, reprezentînd tensiunea de aprindere în funcție de frecvența acestora, (vezi fig. 2 a, b, c), se constată că produsul dintre distanța electrozilor, L și valoarea limită, f_0 , spre care tinde frecvența de tăiere cînd presiunea scade către zero, este constant

$$W_0 = f_0 \cdot L \text{ (MHz} \cdot \text{cm)} \quad (1)$$

pentru orice valoare a distanței L dintre electrozi.

Cu cât presiunea este mai mare, mișcarea oscilatorie a electronilor devine mai limitată și frecvența de tăiere alunecă spre valori mai scăzute, iar diferența dintre frecvența de tăiere f_0 și frecvența de tăiere la presiunea respectivă (luată la mijlocul porțiunii scăzătoare),

$$\Delta f_t = f_0 - f_t, \quad (2)$$

va crește.

Pentru a suprapune rezultatele obținute, se poate folosi transformarea dictată de criteriul de similitudine, arătat în formula (1) obținând diferențele

$$\Delta W_t = \Delta_t \cdot L, \quad (3)$$

date în funcție de presiune. Reprezentarea grafică dată în fig. 3, arată cum se situează aceste valori pe o curbă unică, în bună aproximație, avînd două ramuri drepte cu pantă diferită, raportate scurt între ele.

Variația cu totul deosebită a mărimii ΔW_t , în funcție de presiune (reprezentarea e făcută la scară logaritmica), este o dovadă evidentă a rolului determinant purtat de mărimea drumului liber mijlociu în procesul amorsării descărcării. Se constată din reprezentare, că mărimea ΔW_t este practic independentă de presiune pentru valori mai mici ale acesteia de $0,8 \cdot 10^{-2}$ mm Hg, ceea

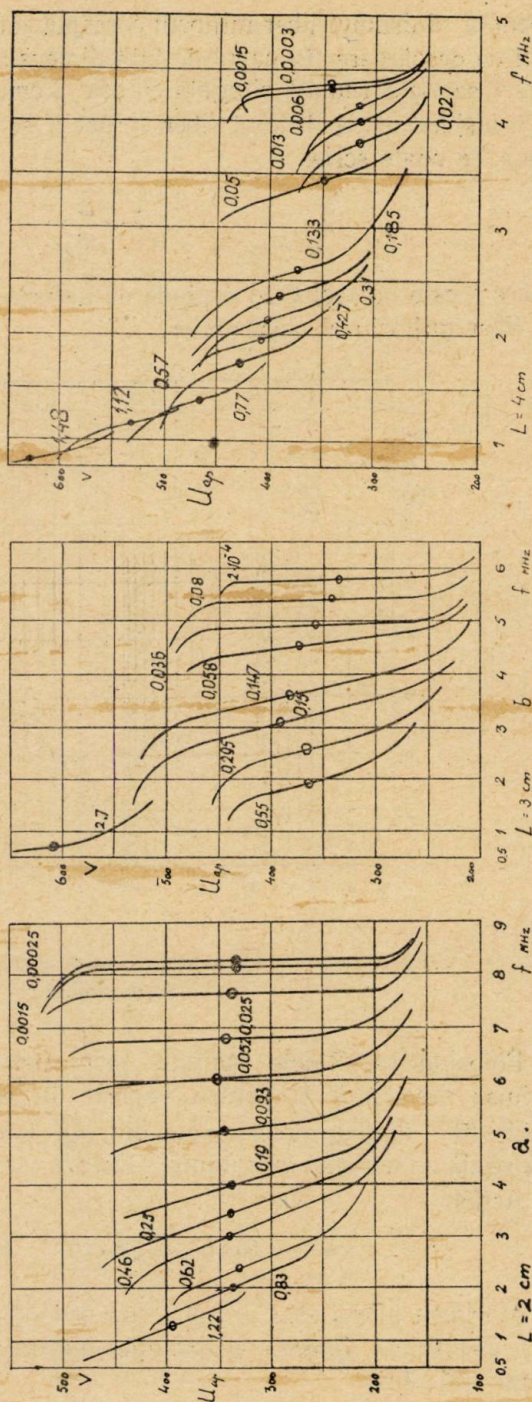


Fig. 2. a, b, c. Reprezentarea porțiunii scăzătoare a curbelor, la scară lineară, pentru $L=2, 3, 4$ cm. Punctul marchează valoarea f_t .

ce denotă că drumul liber mijlociu corespunzător a depășit dimensiunile spațiului de descărcare. În cazul de față dimensiunea minimă a tubului de descărcare este cea radială și egală cu cca. 2 cm.

Considerînd că drumul liber mijlociu este invers proporțional cu presiunea, se poate scrie

$$\lambda = \frac{k}{p}, \quad (4)$$

în care k este un factor ce depinde de natura mediului, iar λ reprezintă drumul liber mijlociu al electronilor.

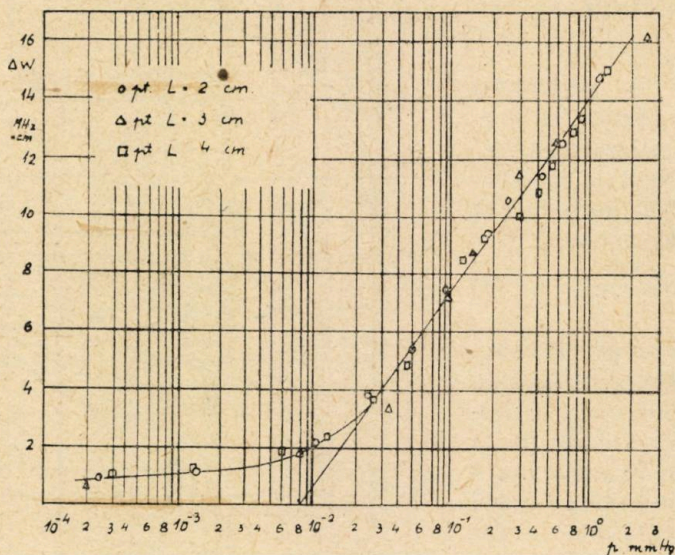


Fig. 3. Reprezentarea grafică unică a valorilor ΔW_t , în funcție de presiunea p .

Folosind rezultatele obținute prin metoda de față, se poate deduce mărimea factorului k , pentru vaporii de apă, dacă se ia la presiunea $p = 0,8 \cdot 10^{-2}$ mmHg, determinată din fig. 3, valoarea drumului liber mijlociu λ egală cu dimensiunea minimă lineară a cavității de descărcare, de 2 cm.

Astfel,

$$k = 2 \cdot 0,8 \cdot 10^{-2} = 1,6 \cdot 10^{-2} \quad (\text{mmHg} \cdot \text{cm}). \quad (4)$$

Mărimea aflată este în bună concordanță cu datele obținute din literatură, deduse în ipoteza distribuției maxwelliene, sau dobîndite experimental. [3], [4].

ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РАЗРЯДА ВЫСОКОЙ
ЧАСТОТЫ: ОПРЕДЕЛЕНИЕ СРЕДНЕГО СВОБОДНОГО ПУТИ
(РЕЗЮМЕ)

В работе описывается простой метод определения свободного среднего пути электронов в водяных парах, который основывается на изучении напряжения загорания электрического разряда высокой частоты.

MESURE DU LIBRE PARCOURS MOYEN DES ÉLECTRONS PENDANT
LA DÉCHARGE ÉLECTRIQUE EN HAUTE FRÉQUENCE DANS LA
VAPEUR D'EAU À BASSE PRESSION
(RESUME)

Le travail contient l'exposé d'une méthode de calcul du libre parcours moyen des électrons dans la vapeur d'eau à basse pression, dans le cas des décharges en haute et très haute fréquence.

BIBLIOGRAFIE

1. Каптов М. А., *Феномены электрические в газе и в вакууме*. Editura Tehnică București, 1955.
2. Brown S. C., *Breakdown in gases: alternating and high-frequency fields*. *Handbuch der Physik*. Springer Verlag Berlin, 1956 v. XXII. p. 531.
3. Ardenne (von) M., *Tabellen der Elektronenphysik, Ionenphysik und Obermikroskopie*. Deutscher Verlag der Wissenschaften Berlin, 1956. v. II. p. 618; 622.
4. Engel V. A., Steenbeck M., *Elektrischen Gasentladungen. Ihre Physik und Technik*. Springer Verlag Berlin. 1932. v. I. p. 169.
5. Pateiuk G. M., *Jurnal experimentalno i teoreticescoi fizicii*, 1956. v. 30. p. 12.

ASUPRA FUNCȚIILOR LUI LAGRANGE GENERALIZATE COMPLEXE

DE

M. BORNEAS

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

Am arătat [1] că dacă se adoptă o funcție lui Lagrange de forma

$$L = L(x_1, \dots, x_\lambda, \dots, q_{k'\lambda}^{(n)}, \dots) \quad (1)$$

unde

$$(\lambda = 1, 2, \dots, \sigma; \quad k = 1, 2, \dots, r; \quad n = 0, 1, \dots, s; \text{ iar } q_{k'\lambda}^{(n)} = \partial^n q_k / \partial x_\lambda \partial x_\mu \dots) \quad (n)$$

principiul variațional

$$\delta \int \dots \int_{(\sigma)} L dx_1 \dots dx_\lambda \dots = 0 \quad (2)$$

conduce la

$$\int_{(\sigma)} \sum_{n=0}^s \sum_{(\lambda)} \dots (-1)^n L_{,k(n[\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \delta q_k dx_1 \dots dx_\lambda \dots = 0 \quad (3)$$

Aici și în cele ce urmează, folosim notațiile prescurtate anterioare [1] :

$$\int \dots \int_{(\sigma)} = \int_{(\sigma)}; \quad \sum_{\lambda=0}^{\sigma} \sum_{\mu=0}^{\sigma} \dots = \sum_{(\lambda)} \dots; \quad (n)$$

$$\frac{\partial L}{\partial q_{k'\lambda}^{(n)}} = L_{,k(n[\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}; \quad \frac{\partial L}{\partial x_\pi} = L_{,\pi};$$

$$\frac{\partial^n M_\varphi}{\partial x_\lambda \partial x_\mu \dots} = D_{\lambda\mu \dots}^n M_\varphi = M_\varphi^{(n; \lambda \dots)}$$

Sumarea asupra indicelui k se subînțelege ori de câte ori k apare de două ori.

Ecuatiile Euler-Lagrange deduse din (3), δq_k avînd orice valori, sînt

$$\sum_{n=0}^s \sum_{(\lambda)} \dots (-1)^n L_{,k(n[\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} = 0 \quad (4)$$

Să considerăm acum două coordonate generalizate Q_I și Q_{II} .

În relațiile generale vom avea $q_1 = Q_I$, $q_2 = Q_{II}$, $q_3 = q_4 = \dots = 0$, astfel că (3) devine

$$\int \sum_{n=0}^S \sum_{(\lambda \dots)} (-1)^n [L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \delta Q_I + L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \delta Q_{II}] dx_1 \dots dx_{\lambda \dots} = 0. \quad (5)$$

În paranteza dreaptă putem face succesiv următoarele artificii :

$$\begin{aligned} & \left(\frac{1}{2} L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + \frac{1}{2} L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \right) \delta Q_I + \left(\frac{1}{2} L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + \frac{1}{2} L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \right) \delta Q_{II} + \\ & + \left(\frac{1}{2} L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - \frac{1}{2} L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \right) i \delta Q_{II} + \left(\frac{1}{2} L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - \frac{1}{2} L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \right) i \delta Q_I = \\ & = \frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) \delta Q_I + \\ & + \frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) i \delta Q_{II} = \\ & = \frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) (\delta Q_I + i \delta Q_{II}) + \\ & + \frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) (\delta Q_I - i \delta Q_{II}) \end{aligned}$$

În felul acesta ecuația (5) se poate scrie

$$\begin{aligned} & \int \sum_{n=0}^S \sum_{(\lambda \dots)} (-1)^n \left[\frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} - i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) (\delta Q_I + i \delta Q_{II}) + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} (L_{, I (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} + i L_{, II (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)}) (\delta Q_I - i \delta Q_{II}) \right] dx_1 \dots dx_{\lambda \dots} = 0, \end{aligned} \quad (6)$$

Dar pe de altă parte să luăm o funcție a lui Lagrange care conține o coordonată complexă și conjugata sa, de formele

$$\left. \begin{aligned} Q &= Q_I + i Q_{II} \\ Q^* &= Q_I - i Q_{II} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Făcînd $q_1 = Q$, $q_2 = Q^*$, $q_3 = q_4 = \dots = 0$, relația (3) devine

$$\int \sum_{n=0}^S \sum_{(\lambda \dots)} (-1)^n [L_{, 0 (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \delta Q + L_{, * (n [\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} \delta Q^*] dx_1 \dots dx_{\lambda \dots} = 0 \quad (8)$$

unde am notat $L_{, 0 (n [\lambda \dots])} = \partial L / \partial Q_{, \lambda \dots}^{(n)}$ și $L_{, * (n [\lambda \dots])} = \partial L / \partial Q_{, \lambda \dots}^{*(n)}$.

Dacă ținem seama de (7) putem scrie

$$\begin{cases} \delta Q = \delta Q_I + i\delta Q_{II} \\ \delta Q^* = \delta Q_I - i\delta Q_{II} \end{cases} \quad (9)$$

și

$$\left. \begin{aligned} L_{,0(n[\lambda \dots])} &= \frac{1}{2} (L_{,1(n[\lambda \dots])} - iL_{,II(n[\lambda \dots])}) \\ L_{,*(n[\lambda \dots])} &= \frac{1}{2} (L_{,1(n[\lambda \dots])} + iL_{,II(n[\lambda \dots])}) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Se vede că (8) primește astfel tocmai forma (6). Așa dar aplicarea formalismului general dezvoltat de noi [1] nu suferă nici o restricție la funcții Lagrange complexe. Ecuațiile Euler-Lagrange (4) vor fi în acest caz

$$\left. \begin{aligned} \sum_{n=0}^S \sum_{(n)} \lambda \dots (-1)^n L_{,0(n[\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} &= 0 \\ \sum_{n=0}^S \sum_{(n)} \lambda \dots (-1)^n L_{,*(n[\lambda \dots])}^{(n; \lambda \dots)} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

În formalismul nostru generalizat [1] am arătat că tensorul

$$N_{\pi j} = \sum_{l=0}^{S-1} \sum_{n=l+1}^S \sum_{(n-1)} \frac{|\lambda+l|}{(n-1)} (-1)^l L_{,k(n[\dots \lambda+l=j \dots])}^{(l; \dots \lambda+l=j \dots)} q_{k' \pi \alpha \dots}^{(n-1)} - L \delta_{\pi j} \quad (12)$$

satisface ecuația

$$D_j N_{\pi j} = -L_{,\pi} \quad (13)$$

Aici avem următoarele semnificații: π și j primesc aceleași valori ca și λ ; $\lambda+l$ înseamnă că din toate sumele respective lipsește aceea asupra indicelui $\lambda+l$; α reprezintă un indice $\lambda+l+1$; $\lambda+l=j$ arată că indicele $\lambda+l$ primește numai valoarea j . Pentru a lămurii mai bine aceste semnificații, scriem mai jos componenta N_{11} a tensorului (12), apoi din aceasta dezvoltăm numai termenul cu $l=0$ și $n=2$.

Avem

$$\begin{aligned} N_{11} &= \sum_{l=0}^{S-1} \sum_{n=l+1}^S \sum_{(n-1)} \frac{|\lambda+l|}{(n-1)} (-1)^l L_{,k(n[\dots \lambda+l=1 \dots])}^{(l; \dots \lambda+l=1 \dots)} q_{k' 1 \alpha \dots}^{(n-1)} - L \delta_{11} = \\ &= \sum_{n=1}^S \sum_{(n-1)} |\lambda| (-1)^0 L_{,k(n[\dots \lambda=1 \dots])}^{(0; \dots \lambda=1 \dots)} q_{k' 1 \mu \dots}^{(n)} + \dots - L \delta_{11} = \\ &= \dots + \sum_{\mu=1}^S L_{,k(2[1\mu])} q_{k' 1 \mu}^{(2)} + \dots - L \delta_{11}. \end{aligned}$$

Tensorul (12) reprezintă o generalizare a tensorului densitate energie-impuls-tensiuni din teoria câmpurilor. Pentru cazul pe care îl cercetăm aici,

prin înlocuirile $q_1=Q$, $q_2=Q^*$, $q_3=q_4=\dots=0$, putem scrie pe (12) în forma

$$N_{\pi j} = \sum_{l=0}^{S-1} \sum_{n=l+1}^S \sum_{(n-1)} \frac{|\lambda+l|}{(n-1)} (-1)^l [L, \begin{smallmatrix} (l; \dots \lambda+l=j \dots) \\ 0 \quad (n \dots \lambda+l=j \dots 1) \end{smallmatrix}] Q, \begin{smallmatrix} (n-l) \\ \pi \alpha \dots \end{smallmatrix} + \\ + L, \begin{smallmatrix} (l; \dots \lambda+l=j \dots) \\ (n \dots \lambda+l=j \dots 1) \end{smallmatrix}] Q, \begin{smallmatrix} (n-l) \\ \pi \alpha \dots \end{smallmatrix}] - L \delta_{\pi j} \quad (14)$$

Acest tensor satisface aceeași ecuație (13). Un calcul simplu, analog cu cel făcut cu ecuațiile Euler-Lagrange, arată că și în acest caz, putem ajunge la același rezultat pornind de la coordonatele generalizate reale.

Toate rezultatele obținute mai sus sînt valabile și pentru funcții Lagrange conținînd mai multe coordonate generalizate complexe și conjugatele lor. Se vede dintr-odată fără a fi nevoie de vreun calcul, că nu apare nici o restricție în aplicarea formalismului nostru general [1].

Utilizarea coordonatelor generalizate complexe prezintă o importanță deosebită, deoarece în teoria cuantică a cîmpului, funcțiile de undă sînt complexe [2]. Funcțiile lui Lagrange generalizate complexe introduse de noi, constituie o generalizare a funcțiilor din diferite teorii cuantice ale cîmpului.

ОТНОСИТЕЛЬНО ОБОБЩЕННЫХ КОМПЛЕКСНЫХ ФУНКЦИЙ ЛАГРАНЖА

(РЕЗЮМЕ)

Демонстрируется, что прежде обширно показанная общая формулировка относительно функций Лагранжа с высшими производными, применима и в случае, когда функция Лагранжа содержит обобщенные комплексные координаты и их сопряженные.

SUR LES FONCTIONS DE LAGRANGE GÉNÉRALISÉES COMPLEXES

(RÉSUMÉ)

On montre que le formalisme général, développé antérieurement (1) sur les fonctions de Lagrange aux dérivées supérieures, est applicable aussi quand la fonction de Lagrange contient des coordonnées généralisées complexes et leurs conjuguées.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Borneas, *Nuovo Cim.*, 16, 806 (1960).
2. A. Sokolov și D. Ivanenko, *Cvantovaiia teoriia polia*, Moscova-Leningrad, 1952.

FOTOFOREZA AEROSOLILOR LA PRESIUNI REDUSE

DE

C. SIMOI

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

Suspensiile netransparente din gaze, așezate într-un câmp de radiații luminoase sau infraroșii sînt deplasate în sensul de propagare a radiațiilor. Dacă presiunea gazului este destul de redusă, peste efectul de presiune a luminii (Lebedev), se suprapune efectul radiometric molecular (Crookes) mult mai puternic decît cel dintîi.

Explicarea acestui efect de „fotoforeză” prin interacțiuni moleculare, se face după aceeași schemă ca și efectul radiometric molecular, ținînd seama de particularitățile fenomenului în aceste condiții.

În cîteva lucrări anterioare, am dat pentru efectul radiometric molecular [1], [2], [3], [4], o interpretare bazată pe ideea de „șoc local” fără aderențe obținînd o bună concordanță cu datele experimentale și o largă generalitate în explicarea diferitelor fenomene din această clasă: forța radiometrică, presiunea termică de contact izoterm și neizoterm, efectul Cantor Dunoyer etc.

Mai jos, transpunem în același mecanism fenomenologic și efectul de fotoforeză moleculară.

Fie un gaz de presiune p și temperatură T_0 a cărui molecule au masa m , în care plutesc suspensiuni sferice de masă M și rază r . În spațiul ocupat de gaz străbat radiații cu o intensitate de debit de energie I în fascicol paralel. Ele iluminează o emisferă din fiecare particulă sferică fiind absorbite cu coeficientul ρ , fig. 1. Suprafața absoarbe dependent de incidența φ a razelor, energia dW :

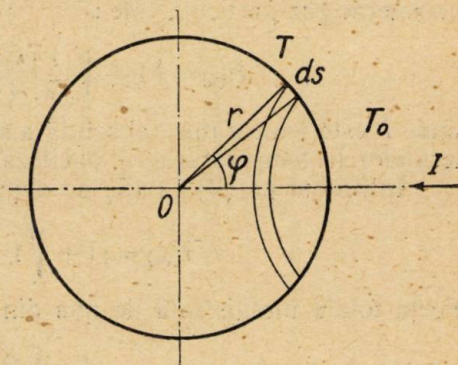


Fig. 1.

$$dW = I \rho dS \cos \varphi \quad (1)$$

Ca urmare, la suprafața granulei se stabilește o temperatură variabilă cu φ pe care o vom nota cu $T(\varphi)$ maximă pentru $\varphi=0$.

Prin șocuri moleculare, moleculele gazului preiau de la fiecare element al suprafeței în unitatea de timp, cantitatea de energie

$$dW_1 = \mu (T_{(\varphi)} - T_0) dS \quad (2)$$

unde μ este o constantă aceeași la același gaz.

Odată regimul staționar atins, $dW = dW_1$ adică :

$$I \rho dS \cos \varphi = \mu (T_{(\varphi)} - T_0) dS$$

de unde :

$$T_{(\varphi)} = \frac{I \rho \cos \varphi}{\mu} + T_0 \quad (3)$$

Notînd cu $\Delta T = T_{(\varphi)} - T_0$ reprezentînd încălzirea locală a suprafeței granulei, se vede că ea depinde de înclinarea φ a elementelor suprafeței și de raportul $\frac{\rho}{\mu}$ a coeficienților de absorbție a energiei luminoase și cel de transfer de căldură spre gaz.

$$\Delta T = \frac{\rho}{\mu} I \cos \varphi \quad (4)$$

Dacă particula nu rotește, suprafața ei va fi neuniform încălzită, avînd o temperatură egală cu a gazului în emisfera umbrită și o temperatură mai mare pe emisfera iluminată. Diferența de temperatură creată va da naștere unei forțe radiometrice diferențiale care va deplasa particula.

În baza celor arătate în altă parte [1], presiunea termică la contactul neizoterm gaz-particulă este :

$$P_{(\varphi)} = \left(1 + \sqrt{\frac{T}{T_0}} \right) \frac{n_0 m v^2}{3} = \left(1 + \sqrt{\frac{T}{T_0}} \right) \frac{n_0}{2} k T_0 \quad (5)$$

unde T este temperatura absolută a suprafeței, n_0 densitatea numerică a moleculelor la temperatura T_0 , v viteza medie a moleculelor de masă m .

Înlocuind pe (3) în (5) se obține :

$$P_{(\varphi)} = \left(1 + \sqrt{1 + \frac{I \rho}{\mu T_0} \cos \varphi} \right) \frac{n_0}{2} k T_0 \quad (6)$$

Forța totală înregistrată de una din emisfere este :

$$F = \int P_{(\varphi)} dS \cos \varphi \quad (7)$$

În cazul emisferei umbrite $P_{(\varphi)} = \text{cst}$, așa încît integrala (7), ca urmare a faptului că $I=0$ devine :

$$F_2 = S n_0 k T_0 \quad (8)$$

S fiind suprafața uneia din fețe.

Integrala (7) este în general complicată, mai ales prin intervenția rotirilor termice ale granulei care fac ca temperatura locală pe granulă să fie nedeterminată.

Pentru particula sferică, luind ca element de suprafață $dS = 2\pi \sin \varphi d\varphi$, forța din (7) devine: pe emisfera luminată:

$$F_1 = \int P_{(\varphi)} dS = r\pi n_0 k T_0 \int_0^{\pi} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{I_p}{\mu T_0} \cos \varphi} \right) \sin \varphi d\varphi \quad (9)$$

care după integrare ia forma:

$$F_1 = r\pi n_0 k T_0 \left\{ 1 + \frac{2\mu T_0}{3I_p} \left(\left(1 + \frac{I_p}{\mu T_0} \right)^{\frac{3}{2}} - 1 \right) \right\} \quad (10)$$

Considerațiile anterioare au presupus particula imobilă. În realitate ea rotește din cauza agitației termice, avînd energia de rotație:

$$W = \frac{J\omega^2}{2} = \frac{3RT_0}{2N} = \frac{3}{2} k T_0 \quad (11)$$

de unde perioada medie de rotație $\frac{1}{\nu}$ este:

$$\frac{1}{\nu} = \sqrt{\frac{4\pi J}{3k T_0}} \quad (12)$$

Încălzirea nu ajunge deci în cazul general la limita staționară, ci se întrerupe după intervalul de timp $\frac{1}{\nu}$ care este cu atît mai redus cu cît masa M a particulei este mai mică. Rezultă de aci că particulele foarte mici dau efecte de fotoforeză moleculară diferite de cele relativ mari, la care $\frac{1}{\nu}$ este mai mare decît intervalul necesar atingerii stării staționare la încălzire.

Cunoscînd forța F ce acționează asupra granulei de rază r se pot stabili condițiile de echilibru a particulei în câmpul gravitațional cînd $F = Mg$, precum și viteza de mișcare a acestuia în gazul de viscozitate η .

Pentru granula sferică:

$$6\pi r\eta v = F$$

asa încît

$$v = \frac{F}{6\pi r\eta} \quad (13)$$

Forța F intervine la menținerea prafului în atmosferă la mari înălțimi, sub influența radiațiilor infraroșii ale pămîntului.

Cazul de fotoforeză prezentat mai sus, prin condițiile particulare în care apare, diferă de cazul tratat de Hetner [7] și de asemenea de cel tratat de A. Einstein (8). El se caracterizează prin aceea că energia a primită de granulă sub formă radiantă, direct, și nu prin intermediul gazului.

În acest caz, gradientul termic al zonei învecinate în gaz se consideră mic și se neglijează, diferența de temperatură fiind asimilată cu un salt superficial la contactul gazului cu granula.

Efectele își schimbă aspectul la presiuni mai ridicate sau la granule aflate în zone de gradient termic pronunțat, așa cum vom arăta în altă lucrare.

Autorul mulțumește lui M. Zăgănescu pentru lectura lucrării și observațiile făcute prealabil publicării.

ФОТОФАРЕЗ АЭРОЗОЛЕЙ ПРИ НИЗКИХ ДАВЛЕНИЯХ (РЕЗЮМЕ)

Непрозрачные взвеси в разреженных газах при освещении дают радиометрические эффекты, являющиеся результатом неизотермического контакта с газом. В этом случае развиваются силы действующие на отдельное зерно и на условия его равновесия в гравитационном поле.

Эффекты наблюдаются в случае атмосферной пыли на большой высоте.

LA PHOTOPHORESE DES AÉROSOLS AUX BASSES PRESSIONS (RÉSUMÉ)

Les suspensions non transparentes dans les gaz raréfiés montrent à l'illumination des effets radiométriques par suite de leur contact non isotherme avec le gaz.

Les forces qui actionnent sur la granule isolée, ainsi que ses conditions d'équilibre dans le champ gravitationnel sont calculées dans le présent travail.

Les phénomènes ont lieu dans les poussières atmosphériques aux grandes hauteurs.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Simoi, Studii și Cercetări Timișoara, t. 4 nr. 3—4 1957 p. 93.
2. C. Simoi, Bul. Inst. Polit. Timișoara t. 2 (16), 1957 p. 309.
3. C. Simoi, T. Suhățeanu și J. Kremmer, idem 1957 p. 313.
4. C. Simoi, I. Băbuția și T. Suhățeanu idem tom 3, 1958 p. 13.
5. C. Simoi, Studii și Cercetări, Tim. 1959 nr. 1—2 p. 185.
6. V. G. Levici, Într. în Fizica statistică, Moscova 1950.
7. Hetner, Z. f. Phys. 1922
8. A. Einstein, Z. f. Phys. t. 27 p. 1. 1924.

GRADUL DE MULITIZARE A UNUI PORȚELAN CALCIC

DE

R. ABRAMOVICI ȘI P. VELICA

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

În legătură cu faptul că mulitului îi revine un rol important în formarea rezistențelor mecanice ale porțelanului, condițiile de formare și de dezvoltare a lui, precum și însăși determinarea lui cantitativă în diferitele tipuri de porțelan au constituit obiectul unor numeroase lucrări.

În literatură se acordă un loc larg influenței diferiților factori ca: temperatura de ardere, durata pâlîerului ș.a. asupra formării mulitului. Prezintă un deosebit interes în sensul studiului de față lucrarea lui de Groote [1] din care reiese influența naturii diferitelor baze care intră în compoziția fondanților asupra proporției de mulit. În condiții identice de lucru, proporția de mulit format a fost de :

24% cu Na_2O

25,1 % cu MgO

29% cu CaO

36% cu K_2O

38% cu BaO

Este tratată de asemenea în literatură influența diferiților mineralizatori asupra mulitizării.

În lucrarea de mai jos se urmărește cantitativ formarea mulitului într-un porțelan cu fondant artificial calcic în comparație cu un porțelan feldspatic uzual.

PARTEA EXPERIMENTALĂ.

S-a determinat gradul de mulitizare pentru o frită din sistemul $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$, care după cum reiese dintr-o lucrare precedentă, este singura dintr-o serie de 5 mase care întrunește condițiile unui fondant pentru porțelan [2].

Determinările au fost efectuate pe cale chimică și microscopică. Metoda determinării cantitative a mulitului constă în tratarea probei cu HF 20% și cîntărirea rezidului insolubil care constă alături de mulit și din cantități neînsemnate de corindon.

Plecîndu-se de la faptul că rezultatele determinării depind în mare măsură de granulajul materialului, din diferitele variante ale metodei cunoscute din literatură [3], a

fost aleasă cea recomandată de Nazarenko și Treiger [4] care prevede tratarea materialului trecut prin sita de 10.000 ochiuri/cm² cu HF 20% timp de 4 ore și cea care prevede fracțiunea dintre sitele cu 900 și 1 600 ochiuri/cm².

Determinările au fost efectuate asupra unor mase de porțelan cu fondant calcic și feldspatic precum și asupra unor mase fără cuarț pentru a se urmări influența pe care o exercită asupra gradului de multizare atât conținutul de SiO₂ din topitură (și deci capacitatea ei de dizolvare) cit și „ecranele” reprezentate de către granulele de cuarț rezidual [5]. S-a determinat de asemenea gradul de multizare al caolinului de Aghireș pentru a se pune în evidență influența fazei lichide asupra multizării. Din masele cu compoziția din tabelul I, au fost obținute prin presare pastile care au fost arse la 1 300 și 1 350 °C cu un palier de 2 ore. Avându-se în vedere caracterul logaritmnic al formării mulitului, în condițiile încălzirii izoterme, se consideră că menținerea temperaturii timp de 2 ore dă rezultate apropiate de realitate [6].

În baza rezultatelor determinărilor s-a calculat pentru fiecare caz în parte procentul de mulit (reziduu insolubil) obținut din conținutul maxim teoretic (conținutul de oxid de aluminiu din caolinul de Aghireș fiind de 31,98%).

Tabela 1

Componentele masei	Masele			
	A	B	C	D
Caolin Aghireș, % . . .	55	55	50	50
Frita nr. 5, %	35	—	50	—
Feldspat M.R., % . . .	—	35	—	50
Nisip cv. Miorcani, % .	10	10	—	—

Tabela 2

Masele	Procentul de mulit determinat din cel maxim teoretic			
	1300 °C		1350 °C	
	fracțiunea între sitele 900—1600 o/cm ²	trecut prin sita cu 10000 o/cm ²	fracțiunea între sitele 900—1600 o/cm ²	trecut prin sita cu 10000 o/cm ²
A	67,0	55,8	77,4	66,6
B	46,3	40,5	59,8	40,5
C	63,9	57,2	73,8	63,0
D	57,6	45,9	62,6	46,4
Caolin	—	—	56,5	53,9

Rezultatele obținute cu granulațiile diferite prezintă diferențe prea mari pentru a se face media dintre ele. Pentru a se lămurii care din seria de determinări dă date utilizabile, s-a repetat mersul analizei pentru cîte o probă din masele C și D.

Rezidiul de pe filtru, obținut după prelucrarea cu HF (a probei 900—1600 ochiuri/cm²) a fost cercetat la microscop. S-a putut constata absența completă a fazei vitroase. Ca urmare au fost socotite valabile rezultatele obținute cu granulația grosieră.

Rezultatele obținute scot în evidență rolul granulației materialului supus analizei. Deși diferența dintre cantitățile de mulit obținute în cele două

serii de determinări este mare, datorită faptului că variația cantității de mulit s-a făcut în ambele cazuri în același sens, se pot trage totuși unele concluzii valabile.

Masele cu frita calcică prezintă un grad de mutilizare sensibil crescut față de masele feldspatice. Nu s-a putut însă trage nici o concluzie cu privire la influența cuarțului asupra mutilizării, deoarece pentru masa calcică și cea feldspatică prezența cuarțului are efecte diferite. În primul caz prezența cuarțului duce la scăderea conținutului de mulit, în timp ce în cel de al doilea, efectul este opus. Prezența fazei lichide duce deci la intensificarea însemnată a mutilizării. Este însă probabil că aceste rezultate sînt în parte și în legătură cu metoda de determinare cantitativă a mulitului în sensul că în absența fazei lichide nu numai cantitatea dar și gradul de dezvoltare a cristalelor de mulit este foarte redus, ceea ce mărește într-o anumită măsură solubilitatea lor în HF.

Întrucît prezintă importanță nu numai cantitatea de mulit formată dar și gradul de dezvoltare a cristalelor, masele au fost analizate și pe cale optică.

Din pastile arse în aceleași condiții ca și cele analizate chimic (1350 °C), au fost confecționate secțiuni subțiri. Cu ajutorul obiectivului prevăzut cu micrometru s-a determinat dimensiunea maximă și medie a cristalelor de mulit în cîte 8—10 cîmpuri ale fiecărei secțiuni. Rezultatele sînt redată în tabela 3.

Tabela 3

Masele	Dimensiunea cristalelor de mulit, în microni	
	maximă	medie
A	33	23
B	24	19
C	36	26
D	30	23

Grosimea acelor a fost de 1—2 μ . Acele cele mai bine individualizate și cele mai mari s-au putut observa la limita rest caolinic-sticlă. Microfotografiile din fig. 1 și 2 reprezintă porțiuni mai puternic mulitizate din masele C (calcică) și D (feldspatică).

În cazul caolinului mulitul se prezintă foarte slab individualizat. Masa are în unele porțiuni un aspect mai mult granular, în altele unul fibros și numai pe alocurea se pot observa ace mici de mulit cu lungimea de cel mult 3 μ .

Din fig. 3 și 4 se poate constata gradul de dezvoltare mai scăzut al cristalelor de mulit din caolin. Din cauza dimensiunilor mai reduse, în special din cea a grosimii, ele nici nu apar distinct în microfotografii.

Din datele analizei chimice și a celei microscopice se confirmă pe de o parte influența favorabilă pe care o exercită faza vitroasă asupra dezvoltării cristalelor de mulit, iar pe de alta, faptul că în acest sens topitura calcică are o acțiune mai puternică decît cea feldspatică.

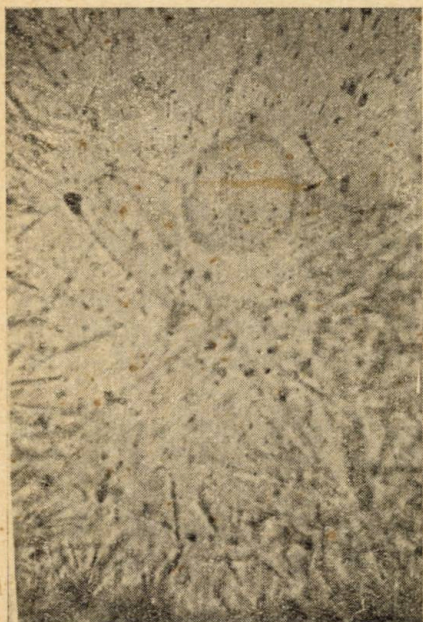


Fig. 1. Lumină naturală, 496 $\times$.

Fig. 2. Lumină naturală, 496 $\times$.



Fig. 4. Lumină naturală, 496 $\times$.

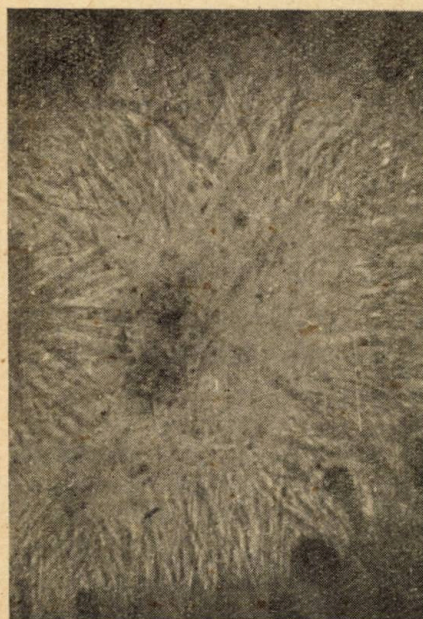


Fig. 3. Lumină naturală, 496 $\times$.

СТЕПЕНЬ МУЛЛИТИЗАЦИИ КАЛЬЦИЕВОГО ФАРФОРА

(РЕЗЮМЕ)

Определяется химическим и оптическим путем степень муллитизации фарфора, в котором роль флюса играет фритта из системы $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$. Определения были произведены по сравнению с фарфором содержащим полевой шпат, полученный при таких же условиях, а также с массой каолин-фритта, с целью проследить влияние кварца на муллитизацию.

Обнаруживается лучшая муллитизация в случае фарфора содержащего кальций.

MULLITISIERUNGSGRAD EINES KALZIUMPORZELLANS

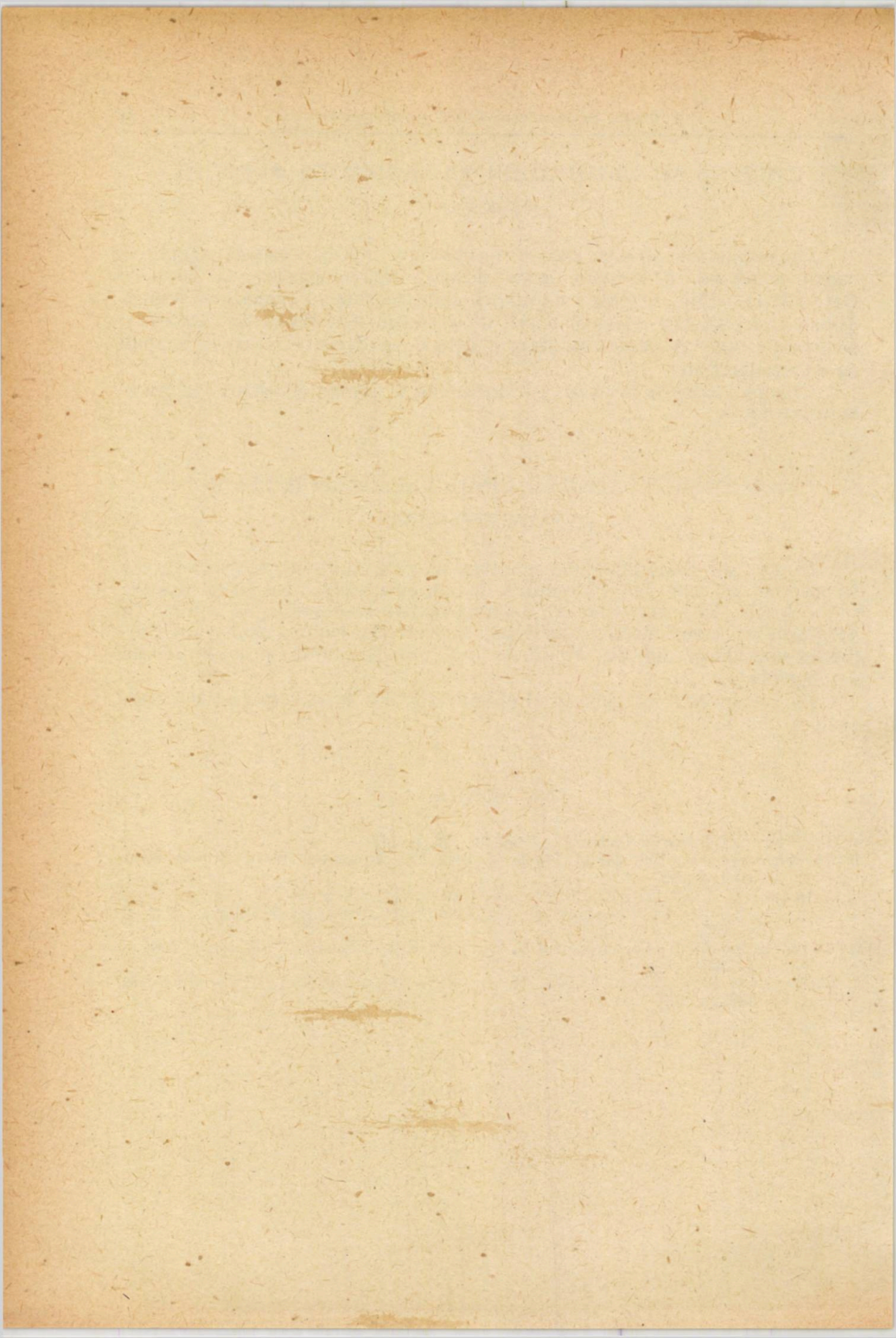
(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird auf chemischen und optischen Weg der Mullitisierungsgrad eines Porzellans in dem das Flussmittel durch eine Fritte aus dem System $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ vertreten ist, untersucht. Die Bestimmungen wurden in Vergleich mit einem Feldspatporzellan, und zwecks Untersuchung des Einflusses von Quarz auf die Mullitisierung, mit einer Masse Kaolin-Fritte durchgeführt.

Es wurde eine intensivere Mullitisierung des Kalziumporzellans festgestellt.

BIBLIOGRAFIE

1. Grootè P., *L'Industrie Ceramique*, 1948, nr. 388, p. 141.
2. Abramovici R., *Bul. Șt. și Tehnic al Inst. Pol. Timișoara*. Tomul 5 (19) Fasc. 1—2, p. 395.
3. Demidova L. D., Gonciarov V. V., *Ogneupori*, 1955, nr. 4.
4. Nazarenko M. F., Treiger R. M., *Trudi Inst. Stroitelstva i Stroimat*. Tom II p. 235.
5. Nazarenko M. F., Razumova V. L., *Trudi Inst. Stroitelstva i Stroimat*. Tom II p. 183.
6. Budnikov P. P., Gevorkian H. O., *Farfor*, Gos. Izd. Mest. Prom. R.S.F.S.R. 1955, p. 140.



CERCETĂRI ÎN SERIA FTALOCIANINICĂ. I. DERIVAȚI COLORANȚI SULFONAMIDICI, CU RESTURI AMINONAFTOLSULFONICE („I“)

DE

J. REICHEL, R. PALEA și I. IORGA

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Coloranții ftalocianinici formează o categorie deosebit de importantă de coloranți. Se apreciază mai ales strălucirea și rezistența neintrecută a produsului albastru fundamental. Aceste calități excepționale explică intensitatea și perseverența cu care se cercetează pretutindeni și de mulți ani, mai ales [1] posibilitățile de solubilizare și de modificare structurală a coloranțului în vederea lărgirii paletei de nuanțe tinctoriale.

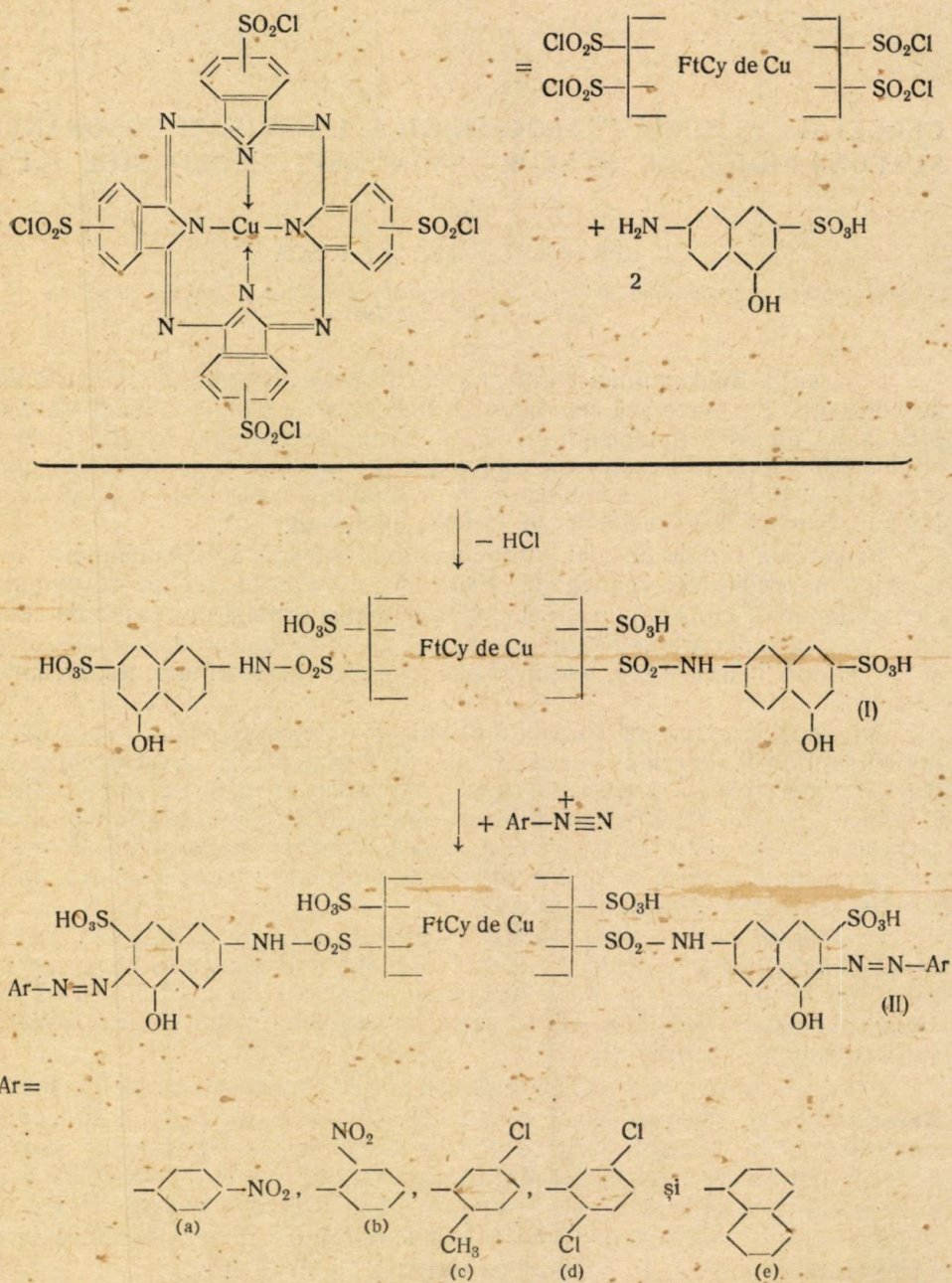
În această ordine de idei, sulfonamidarea variată a ftalocianinelor reprezintă o posibilitate realizabilă. Procesul se bazează [2] pe reacția de clorosulfonare a ftalocianinei cu acid clorosulfonic, urmată de reacția de amidare, prin înlocuirea halogenului, cu amine alchilice sau aromatice, în parte și cu amine heterociclice, obținându-se o serie de rezultate remarcabile [3], [4].

Am considerat, că amidarea ftalocianinelor clorosulfonate cu acizi aminonaftolsulfonici, o reacție nesemnaltă în literatură, ar prezenta interes deosebit, atât datorită prezenței grupelor sulfonice în resturile aminonaftolsulfonice probabil cu efect solubilizant satisfăcător, cât și datorită poziției favorabile a grupelor hidroxilice în aceleași resturi aminonaftolsulfonice, care ar permite cuplări cu amine aromatice diazotate și deci formarea unor produse cu aspecte tinctoriale interesante.

În această lucrare am examinat reacția de amidare a ftalocianinei de cupru clorosulfonate cu acidul 2,5-aminonaftol-7-sulfonic (acid J), comportarea tinctorială a produsului sulfonamidic, cuplarea acestuia din urmă cu amine aromatice diazotate, cât și variatele aspecte tinctoriale ale acestor produse cuplate (vezi Schema 1).

Produsul sulfonamidic (I) s-a preparat prin tratarea derivatului tetraclorosulfonat al ftalocianinei de cupru [2], [5] cu acidul J, în mediu apos concentrat și în prezența carbonatului de calciu la temperatura de aproximativ 5°. În aceste condiții, reacția are un caracter lent și constant, iar acidul clorhidric se eliberează din reacție în mod uniform (24 ore). Produsul sulfonamidic s-a separat prin acidularea amestecului filtrat. Puriitatea preparatelor s-a controlat pe cale cromatografică cu hirtie [6].

SCHEMA 1



Intr-un balon cu 3 gituri, prevăzut cu refrigerent ascendent de aer, cu termometru și cu agitator mecanic, 12·5 g ftalocianină de cupru s-a tratat cu 100 g acid clorsulfonic, în porțiuni mici, temperatura ridicându-se treptat la 120—130°. După agitare timp de 3 ore la această temperatură, amestecul s-a răcit și apoi s-a turnat peste gheață mărunțită, avînd loc din abundență precipitarea produsului clorosulfonat și degajarea de HCl gazos. Temperatura s-a păstrat cu rigurozitate la cel mult 5°. Amestecul s-a filtrat la aceeași temperatură, iar precipitatul verde s-a spălat cu o cantitate mică de apă cu gheață. Faptul că filtratul a fost perfect limpede, indică absența produselor hidrolizate. Pasta umedă s-a amestecat cu o suspensie apoasă concentrată a 21·2 g acid J ampastat în prealabil cu aproximativ 10 g de CaCO₃. Reacția de arilamidare s-a efectuat sub agitare energetică la temperatură scăzută timp de 24 de ore, eliberarea acidului clorhidric avînd loc în mod continuu. Evoluția liniștită a reacției a putut fi controlată prin spumarea continuă a amestecului, datorită formării de CO₂ din CaCO₃ cu HCl degajat. La slîrșit s-a obținut o suspensie care s-a filtrat, iar prin acidularea filtratului cu HCl s-a separat produsul sulfonamic. Purificarea preparatului se poate face prin aplicarea metodei de redizolvări și reprecipitări repetate. Probele cromatografice de control pe hîrtie, folosind eluenții F1 (soluție 1% de NaCl) și F8 (25 piridină : 70 ester acetic : 20 apă) au arătat puritatea satisfăcătoare a preparatului. Randamentul reacției a fost de 9 g produs purificat.

Aceiași reacție de arilamidare a fost efectuată și în prezența carbonatului de sodiu drept acceptor de HCl. Aspectul general al reacției a fost asemănător. Deosebirea constă în degajarea mai accentuată a HCl și în puritatea mai moderată a produsului sulfonamic. Arilamidarea în mediu de chinolină nu a dat rezultate bune, mai ales din cauza rezinificării parțiale a produsului, cit și datorită dificultăților de eliminare a solventului.

Determinarea azotului după Parnas-Wagner [7] arată, că s-a format derivatul disulfonamic (I), celelalte două grupe de sulfoclorură trecînd în grupe sulfonice. Acest rezultat este în concordanță bună cu datele unui brevet recent [4], în care se indică la alchilamidarea ftalocianinei de cupru tetra-clorosulfonate cu β-cloretilamină, 1·8 grupe sulfonamidice și 2·3 grupe sulfonice în produsul format.

După eliminarea amoniacului din probele dezagregate cu HJ și apoi cu H₂SO₄ cu un adaos de K₂SO₄ și acetat de Hg, s-a observat apariția unui precipitat greu roșu-negru, probabil de oxid de cupru.

79·03 mg substanță au consumat 15·23 ml	HCl n/25 N=10·79%
78·19 mg substanță au consumat 14·79 ml	HCl n/25 N=10·60%
80·85 mg substanță au consumat 15·78 ml	HCl n/25 N=10·95%

față de valoarea calculată pentru C₅₂H₃₀O₁₈N₁₀S₆Cu (substanța I), N=10·46%.

Comportarea coloristică a produsului sulfonamic (I) se caracterizează prin aplicabilitate largă pe variate materiale textile, prin nuanțe albastre-verzi asemănătoare și prin rezistența în general foarte bună a colorațiilor, atît la tratamente umede, cît și mai ales la lumină. În deosebi se remarcă strălucirea, intensitatea și rezistența la lumină a colorației verzi pe fibra poliamidică.

Vopsirea directă a bumbacului s-a efectuat din flotă carbonat-alkalină cu adaos de sare (NaCl). Nuanța colorației a fost albastră (C. 1. nr. 15—14), rezistența la spălare satisfăcătoare, iar la lumină foarte bună : 4 [8], [9].

Vopsirea acidă pe lînă, din flota conținînd acid acetic și sare (Na₂SO₄), a dat o colorație albastră-verde (C. 1. nr. 16) strălucitoare, cu rezistență bună la spălat.

Vopsirea acidă a fibrei poliamidice (nylon) s-a realizat din flotă conținînd acid acetic și un adaos de sare (Na₂SO₄). Nuanța obținută a fost verde strălucitoare (C. 1. nr. 17—16), bine rezistentă la spălat și cu rezistență excelentă la lumină : 5 [8], [9].

Reacția de azocuplare a produsului sulfonamidic (I) a fost examinată întâi cu 4-nitralinina diazotată. Introducând soluția combinației diazotate, sub-agitare și la o temperatură în jur de 0°, în soluția slab carbonat-alkalină a produsului sulfonamidic s-a format colorantul (II-a) brun-roșcat cu aspect pulverulent.

Puritatea produsului a fost verificată pe cale cromatografică cu hirtie Whatman nr. 1 [6] și în comparație cu produsul obținut prin cuplarea acidului J cu aceeași amină diazotată. Deosebirea a fost evidentă, iar puritatea produsului satisfăcătoare. Culoarea slab verde a filtratului dovedește, că o mică parte a derivatului italcianinic a suferit hidroliză în condițiile reacției. Un mediu mai puternic alcalin trebuie evitat, pentru că poate provoca modificarea componenței diazotate. În mediu accentuat acid, în schimb, reacția are loc în condiții mai puțin satisfăcătoare, mai ales cu privire la puritatea produsului cuplat, ceea ce se manifestă și în nuanța tinctorială mai puțin clară a colorantului. De altfel se pare, că un exces de HNO_2 inițiază și o descompunere a produsului sulfonamidic (I), ca și a italcianinei de cupru însăși.

Produsul cuplat (II-a) este un colorant valoros universal, cu substantivitate mare față de bumbac, pe care-l colorează din flotă carbonat-alkalină cu adaos de sare (NaCl); și cu afinitate bună pentru lână și fibre poliamidice, pe care le colorează intens din flote acidulate cu acid acetic și cu adaos de sare (Na_2SO_4). Nuanțele tinctoriale [8] sînt în toate cazurile între brun-roșcat (C. I. nr. 26) și bordo (C. I. nr. 34), strălucitoare și cu rezistență bună la spălat. Rezistența colorației pe fibra poliamidică (nylon) la lumină este excelentă = 5 [9].

Rezistența la lumină pe bumbac este numai moderată = 2 [9]. Toate vopsirile se deosebesc mult de vopsirile obținute cu produsul format de la acidul J și 4-nitranilina diazotată, atît ca nuanță cît și cu privire la rezistența lor.

Practic aceeași colorație (II-a) s-a putut obține și *prin dezvoltare pe materiale textile*, vopsite în prealabil cu produsul sulfonamidic (I). În acest scop, soluția clară a 4-nitranilieni diazotate a fost ajustată, prin tamponare cu acetat de sodiu, pînă la un pH foarte slab acid.

Avînd în vedere acest rezultat favorabil, cît și alte dezvoltări relativ apropiate [10], am examinat în continuare posibilitățile de dezvoltare cu variate amine aromatice diazotate (vezi Schema 1). Din Tabelul 1 se des-

Tabela 1

Nr. crt.	Colorația	Pe bumbac	C. I. nr. [8]	Pe lână și pe fibra poliamidică (nylon) C. I. nr. [8]
1	(II a)	brun roșcat-bordo	26—34	brun roșcat-bordo 26—34
2	(II b)	violet	36	roșu-violet 10
3	(II c)	violet-roșcat	35	bordo 34
4	(II d)	violet-roșcat	35	roșu-albăstrui 9
5	(II e)	violet închis	36	violet-roșcat 35

prinde că, lucrînd în condiții corespunzătoare, rezultatele sînt pozitive, remarcîndu-se mai ales 1-naftilamina diazotată ca un dezvoltant interesant cu privire la intensitatea mare a colorațiilor violete.

Rezistența colorațiilor la tratamente umede este în general bună, în schimb la lumină și intemperii numai moderată pînă la relativ slabă.

Efectul dezvoltării în diferite medii s-a putut constata, că pe bumbac se obțin rezultate bune în general din flote slab alcaline și cu adaos de acetat de sodiu, iar pe lînă și pe fibră poliamidică din flote slab acide tamponate cu aceeași sare.

In concluzie, prin arilamidarea ftalocianinei de cupru tetra-clorosulfonate cu acidul J s-a format produsul di-sulfonamidic (I), care s-a dovedit a fi un colorant universal albastru-verde valoros. Cuplarea acestui produs cu variate amine aromatice diazotate duce la formarea unor coloranți cu aplicabilitate generală pe diferite materiale textile. Aceleași colorații (II) se pot obține și prin dezvoltare pe bumbac, pe lînă și pe fibre poliamidice. Nuanțele tinctoriale sînt în general violetе. Se remarcă, în mod deosebit strălucirea și rezistența excelentă a colorației (II-a) pe fibra poliamidică.

ИССЛЕДОВАНИЯ ФТАЛОЦИАНИНИСТОГО РЯДА ПРОИЗВОДНЫЕ
СУЛЬФОНАМИДНЫЕ КРАСИТЕЛИ
АМИНОНАФТОЛСУЛЬФАНОЛКИСЛЫМИ ОСТАТКАМИ
(РЕЗЮМЕ)

Фтолцианин меди тетра-хлор сульфированный реагирует с 2,5-аминофтол-7-сульфоокислотой в водной концентрированной среде в присутствии карбоната кальция при температуре в 5°, в течении 24 часов, с образованием ди-сульфонамидного продукта (I). Этот продукт является универсальным, сине-зеленым красителем, ценным и прочным.

Соединение этого продукта с различными ароматными диазотированными аминами приводит к образованию красителей с общей применением для различных текстильных материалов. Те же окраски (II) можно получить в определенных условиях pH среды и при проявлении на ситце, на шерстяной ткани и на полиамидных нитях. Красящие оттенки вообще фиолетовые. Особенно отличаются блеск и замечательная прочность зеленных (I) и фиолетовых (II а) цветов на полиамидной нити.

UNTERSUCHUNGEN IN DER PHTHALOCYANIN-REIHE I. SULFONAMIDFARBSTOFFE MIT AMINONAPHTHOLSULFONSÄURE
(„J“-)RESTEN
(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Umsetzung des tetra-chlorsulfonierten Kupfer-Phthalocyanins mit 2,5-Aminonaphthol-7-sulfonsäure (24 Stunden, in konz. wässrigem Medium, bei 5° und in Anwesenheit von Calciumcarbonat) führte zur Bildung des di-

Sulfonamids (I). Dieses Produkt stellt einen wertvollen blau-grünen Farbstoff von allgemeiner Anwendbarkeit und guter Echtheit dar. Die Kupplung desselben Produkts mit diazotierten aromatischen Aminen ergab Farbstoffe, die ebenfalls auf verschiedenen Textilfasern allgemein anwendbar sind. Dieselben Färbungen (II) können auch durch Entwicklung auf der mit (I) vorgefärbten Faser (Baumwolle, Wolle, Polyamidgewebe) erzielt werden, unter Beachtung der günstigen pH — Werte der Diazolösungen. Die Färbungen waren im allgemeinen violett. Die grünen (I) und violetten (II-a) Färbungen auf der Polyamidfaser (Nylon) sind besonders lebhaft und weisen gute Nassechtheiten, sowie hervorragende Lichtechtheit auf.

BIBLIOGRAFIE

1. L. G. Krolik, *Him. Nauka i Promisl.*, 1958, Vol. III, nr. 2, 212—219.
2. FIAT Final Reports nr. 1313 (1948), Vol. III, 305—307 și 326—327.
3. Brev. brit. nr. 811221 și nr. 805562, JSDC, 75 (1959), 320 și 168, nr. 779489 și nr. 763343, JSDC, 73 (1957), 525 și 111, nr. 515637, C., 1939, II, 1176; Brev. germ. nr. 946834, C., 1957, 6903; Brev. elv. nr. 307327, C., 1957, 2601.
4. Brev. brit. nr. 826689, JSDC, 76 (1960), 248.
5. Brev. S.U.A. nr. 2801997, JSDC, 74 (1958), 791.
6. A. Grüne, „Chimia“ (Elveția), 1957, 173—256; G. Dittmar, in „Ullmanns Enzyklopädie der technischen Chemie“, Ed. III, Urban-Schwarzenberg, München, Vol. VII (1956), 211; W. Matthias, „Der Züchter“, 24 (1954), 313.
7. F. Pregl și H. Roth, *Die quantitative organische Mikroanalyse*, Verlag J. Springer, Berlin, 1935, 105—114; F. Pilch, *Monatsh. f. Chem.*, 32 (1911), 21; A. Friedrich, *Zeitschr. f. phys. Chem.*, 216 (1933), 68.
8. Colour Index, Ed. II, Bradford, 1958, Hue indication chart.
9. STAS nr. 1806-50.
10. Brev. brit. nr. 811222, JSDC, 75 (1959), 320; F. Gund, JSDC, 76 (1960), 156.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL TEHNOLOGIEI ACIDULUI *p*-AMINO-SALICILIC (P.A.S.)

DE

I. DICK și L. POD

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Fabricarea acidului *p*-amino-salicilic, respectiv a sării lui de sodiu (P.A.S., P.A.S.-Na) prezintă și azi — după o întrebuințare de vreo 10 ani — două probleme încă nerezolvate în mod definitiv.

Ele se referă :

- 1) la dificultățile experimentale pentru obținerea unui produs pur și
- 2) la alegerea celui mai economic proces tehnologic, adecvat condițiilor industriale date.

Aceste probleme nu au pierdut nimic din actualitatea lor, dată fiind scara largă de întrebuințare pe cale de perfuzie a P.A.S.-Na, ca tuberculostatic.

Eficacitatea tratamentului este condiționată, în bună măsură, de doze masive aplicate intravenos prin perfuzii, iar această cale necesită un preparat cât mai pur.

Sintezele descrise în literatură pentru obținerea P.A.S.-ului sînt numeroase. Pe scară industrială se folosesc două procedee.

- 1, prin carboxilarea *m*-amino-fenolului și
- 2, prin reducerea acidului 4-nitro-salicilic.

Prima metodă pare să se fi introdus pe o scară mai mare, deși prezintă dificultăți preparative la obținerea unui produs pur.

A doua metodă prin acidul 4-nitro-2-oxi-benzoic se folosește în lipsa *m*-amino-fenolului, randamentul total fiind relativ bun (pînă la 50%). Acidul *p*-nitro-salicilic se obține pe diferite căi.

Referitor la primul procedeu, amintim că produsele impurificate cu amino-fenoli și administrate prin perfuzie manifestă o acțiune toxică methemoglobinizantă și o acțiune degenerativă asupra eritrocitelor, datorită fenilhidroxilaminei, respectiv a chinoniminei care, la rîndul lor, sînt faze premergătoare formării amino-fenolilor.

Impuritățile, la prima metodă, constau din *m*-amino-fenolul nereacționat și îndepărtat incomplet la extracția cu tolueen sau cu petrol lampant și din produsele reacțiilor secundare ca :

- a) difenol (rezorcină) de la topirea alcalină, printr-o reacție nucleofilă (faza a 3-a a procesului tehnologic) ;

- b) urme de anilină din aceeași fază ;
- c) fenol ;
- d) acidul 2-oxi-4-amino-1, 3-dicarbonic a cărei prezență este legată de acest mod de fabricație a P.A.S.-ului.

Ele determină, alături de decarboxilarea ce are loc la sterilizarea soluțiilor P.A.S.-Na (apar substanțe de tip dioxi-difenil-amină) colorația brună, și apariția unor simptome și accidente post-perfuzii care se manifestă prin frisoane, ascensiune termică, cefalee etc.

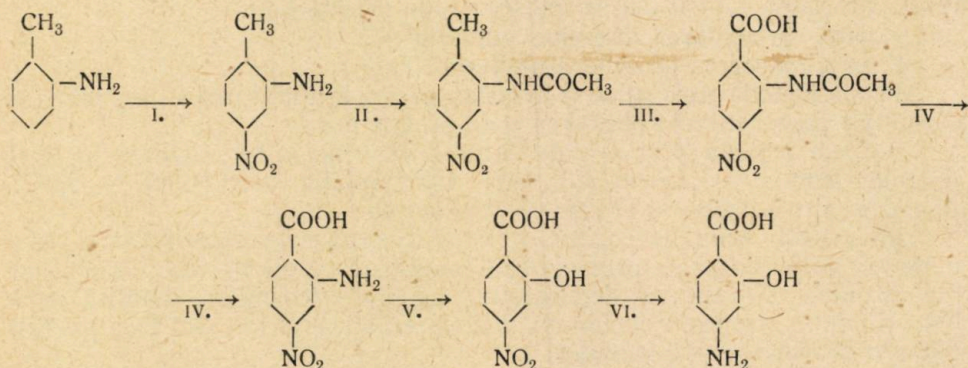
Pentru înlăturarea acestor simptome, noi am propus o metodă expeditivă de sterilizare a soluțiilor de P.A.S.-Na [1]. Farmacopeea sovietică recomandă sterilizarea soluțiilor în prezența Na_2SO_3 și în apa saturată cu bioxid de carbon proaspăt preparată. Există și alte metode de sterilizare, toate însă fiind puțin expeditive.

Acest proces tehnologic bazat pe folosirea *m*-amino-fenolului și adoptat și la noi în țară, necesită deci o respectare cu totul strictă a condițiilor de temperatură, a timpului de reacție, a condițiilor de extracție etc., pentru a reduce impuritățile la minimum [2].

Aceste inconveniente au avut ca urmare cercetări intense pentru adaptarea industrială a procedurii al doilea. Dintre metodele propuse pentru obținerea acidului 4-nitro-salicilic care urmează să fie redus, cea mai avantajoasă pare să fie, pentru economia noastră, aceea care pornește de la *o*-toluidină, respectiv *o*-nitro-toluen.

Având în vedere că actualmente la noi în țară, *m*-amino-fenolul este un produs de import, iar fabricația anestezicilor din seria esterilor bazici și alchilici ai acidului *p*-amino-benzoic (novocaină, anestezină), a rivanolului și a numeroși coloranți organici, necesită *p*-nitro-toluen și fiindcă *o*-nitro-toluenul care se obține în proporție de 60% alături de *p*-nitro-toluen nu se întrebuințează la noi în țară, ca atare, studiul de față este justificat, pe lângă considerentele aplicative arătate mai sus, și sub aspectul economic.

Fazele parcurse ale sintezei studiate sînt următoarele :



Studiind indicațiile bibliografice cu privire la această sinteză, am constatat că condițiile sumare indicate pot fi îmbunătățite printr-o serie de modificări care prezintă avantaje tehnico-economice menite să ducă la un proces tehnologic rentabil pentru țara noastră, ținând seama și de restul

considerentelor amintite. Din datele obținute și redată în partea experimentală, se pot deduce următoarele rezultate :

1. Nitrarea *o*-toluidinei s-a efectuat atât cu ajutorul KNO_3 în mediu de acid sulfuric, cât și cu un amestec sulfo-nitric. Randamentul de 90%¹ obținut cu amestecul sulfo-nitric este cel mai ridicat dintre randamentele indicate în literatură (85—90%). *o*-nitro-toluidina a fost purificată atât peste clorhidrat, cât și din alcool de 50%. Se recomandă purificarea prin clorhidrat. Produsul este pur.

2. La acetilarea *p*-nitro-toluidinei se recomandă îndepărtarea completă a resturilor de acid acetic care poate duce la reacții secundare în faza a 3-a și impurifică preparatul. Randamentul = 91%.

3. Oxidarea *p*-nitro-acetil-toluidinei se execută cu KMnO_4 într-un raport bine stabilit și în prezența MgSO_4 , eliminând astfel încălzirea pînă la 8 ore și randamentele scăzute. Randamentul = 94%. $F=220-221^\circ\text{C}$.

4. Hidroliza acidului nitro-acetil-antranilic se poate executa cu un randament de 96%, chiar în 30 minute, în loc de 2—3 ore, indicate în literatură. $F=268^\circ$ [3].

5. Cu diazotarea acidului nitro-antranilic și obținerea acidului 4-nitro-salicilic, s-au ocupat în ultimii 10 ani o serie de autori, variind condițiile de lucru și obținînd randamente diferite.

O serie de încercări ne-au arătat că produsul pur se poate obține în condiții favorabile cu un randament de 85,5%, lucrînd cu o suspensie de acid nitro-antranilic, fără dizolvare în NaOH , și efectuînd scindarea fără sulfat (CuSO_4). Este absolut necesar să se lucreze cu o concentrație de 75—80% H_2SO_4 . Un acid mai diluat sau mediul neutru sau alcalin produc rezinificări intense. $F=235^\circ$.

6. Reducerea acidului 4-nitro-salicilic s-a executat cu $\text{Fe}+\text{HCl}$ în suspensie, eliminînd în acest fel întrebuintarea alcoolului absolut indicat în literatură [4] la utilizarea fierului ca reducător (în loc de SnCl_2). Randamentul = 61%. $F=142-144^\circ$.

Produsul corespunde cerințelor Farmacopeei Romîne VII, inclusiv proba pentru dozarea *m*-amino-fenolului și proba de sterilizare.

Privind rezultatele obținute în ansamblul lor sub aspect tehnic și economic, se constată următoarele :

Procedeul care trece prin *m*-amino-fenol necesită o aparatură costisitoare, ceea ce se traduce și prin prețul ridicat al acestui produs, azi de import. Randamentul fazei *m*-amino-fenol $\rightarrow$ P.A.S. este de 40%¹ (rezinificare).

În comparație cu metoda *m*-amino-fenolului, procedeul studiat în lucrarea de față prezintă avantaje tehnico-economice nete dacă ținem seama de posibilitatea unei utilizări ca atare a *o*-nitro-toluenului la noi în țară și de avantajele în tratamentul cu P.A.S. pe cale de perfuzii (cel oral fiind părăsit în bună parte).

Randamentul total al sintezei studiate fiind de 41,5%¹, iar aparatura relativ simplă, prețul de cost al P.A.S.-ului obținut prin metoda arătată este cel puțin comparabil cu cel al procedurii adoptat azi la noi în țară, făcînd abstracție de avantajele amintite.

Prețul de cost al *m*-amino-fenolului este de cel puțin 6 ori mai mare decât cel al *o*-toluidinei, iar față de cel al acidului nitro-salicilic, cel puțin cu 300% mai ridicat.

Calculul economic pledează deci, pentru cercetarea procesului studiat în stație pilot.

PARTEA EXPERIMENTALA

I. 100 g *o*-toluidină se introduc în 800 ml H_2SO_4 conc., răcind tot timpul cu gheață și sare, și agitând. Se adaugă 62 ml HNO_3 de 65% în 180 ml H_2SO_4 conc., picătură cu picătură, menținând temperatura în jur de 0° și agitând intens. După terminarea nitrării se mai agită timp de o oră, apoi se toarnă încet în 800 g gheață, fără ca temperatura să se ridice peste 30° (rășini). Se diluează amestecul până la dizolvarea sulfatului de nitro-toluidină și se neutralizează cu NaCO_3 pulverizat, menținând temperatura sub 30° și agitând. Se separă un precipitat galben, se filtrează, se spală cu apă, se usucă la $50-60^\circ$, și se purifică peste clorhidrat sau se recrystalizează din alcool de 50%. $F=105^\circ$. Randamentul = 128 g (90%).

II. 1 parte nitro-toluidină se acetilează cu 1,5 părți anhidridă acetică și 0,15 părți CH_3COONa anhidru, la $100-110^\circ$, timp de 1 oră. Se toarnă în apă, se filtrează, se mărunțește precipitatul și se reia din nou cu apă, se spală până la dispariția acidului acetic și se usucă la 105° . $F=148-149^\circ$. Randamentul = 98%.

III. 108 g 4-nitro-acetil-toluidină se suspendă în 5,4 l apă (1:50), în care se dizolvă 108 g $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ (1:1) și se adaugă la $90-95^\circ$ sub agitare, în decurs de 3-4 ore 270 g KMnO_4 (12:25). Se filtrează apoi la cald, se spală precipitatul format din MnO_2 până la dispariția produsului oxidat în filtrat (precipitat alb cu acid clorhidric).

Se concentrează filtratul la $\frac{1}{2}$, se acidulează din nou cu acid clorhidric. $F=220-221^\circ$. Randamentul = 117 g (94%).

IV. 117 g acid 4-nitro-acetil-antranilic se introduc în 800 ml HCl 1:1, se fierbe la reflux până la dizolvare completă a precipitatului și se continuă fierberea încă $\frac{1}{4}$ oră. Se toarnă apoi în 3 l apă rece, se filtrează acidul nitro-antranilic brut, se dizolvă în 3 l apă ce conține NaOH într-un mic exces, se încălzește la $50-55^\circ$ până la solvire, se filtrează, se precipită în filtrat acidul nitro-antranilic cu HCl și se usucă la 105° (precipitat portocaliu). $F=268^\circ$. Randamentul = 89,5 g (96%).

V. 20 g acid 4-nitro-antranilic se suspendă în 50 ml H_2SO_4 50% și se adaugă treptat 15 g NaNO_2 în 30 ml H_2O la aproximativ 5° . Se agită timp de $\frac{1}{4}$ oră și se toarnă în 500 ml H_2SO_4 de 80%, se încălzește la 110° când începe degajarea azotului, se ridică temperatura treptat timp de $2\frac{1}{2}$ ore la $150-160^\circ$. Se răcește, se filtrează și filtratul se acidulează cu HCl . Se filtrează, se spală bine precipitatul și se usucă la 105° . $F=235^\circ$. Randamentul = 17,2 g (85,5%).

VI. Se suspendă 4,5 g acid 4-nitro-salicilic fin pulverizat în 40 ml apă și 25 ml HCl , se adaugă la temperatura băii de apă, sub agitare intensă, 4,5 g fier pulbere în 4 porțiuni, la intervale de 10-15 minute. Se agită timp de 3 ore. Se răcește cu gheață, se filtrează, se separă clorhidratul care se reia cu 25 ml apă, se dizolvă cu NaOH sau Na_2CO_3 , se tratează cu 0,1 g bisulfat și cărbune animal, se filtrează după 24 ore și se aduce din nou în formă de clorhidrat. Se filtrează clorhidratul precipitat și se aduce la $\text{pH}=3-4$ (respectiv 5). Se ia punctul de fuziune. La nevoie, se mai purifică prin același procedeu peste clorhidrat.

$F=142-144^\circ$ (la încălzire rapidă, $157-159^\circ$). Randamentul = 2,3 g (61%).

К ИССЛЕДОВАНИЮ ТЕХНОЛОГИИ *p*-АМИНО-САЛИЦИЛОВОЙ КИСЛОТЫ (ПАС)

(РЕЗЮМЕ)

Рассматривается вопрос приспособления к нашим промышленным условиям синтеза *p*-амино-салициловой кислоты и соответственно ее соли натрия (ПАС, ПАС-) на основе применения *o*-томуидина в качестве исходного материала.

Технологический процесс применяемый в нашей стране для производства ПАС-а основанный на употреблении привозного *m*-амино-фенола представляет целый ряд технико-экономических недостатков а также недостатков в смысле его лечебных свойств, что оправдывает настоящее исследование.

o-нитро-толуэн, полученный в исследуемом процессе вместе с *p*-нитро-толуэном нашел бы в нашей стране промышленное применение при официальном освидетельствовании способа.

Технико-экономические показатели выведенные из проведенного экспериментального исследования говорят за то чтобы исследование этого способа было проведено на пилотной станции, учитывая преимущество лечения ПАС-ом путем перфузии.

BEITRÄGE ZUR KENNTNIS DER TEHNOLOGIE DER *p*-AMINO-SALICYLSÄURE (P.A.S.)

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird die Anpassung an lokale Wirtschaftsverhältnisse der P.A.S. Fabrikation mittels *o*-Toluidin als Ausgangsmaterial untersucht.

Die in unserem Lande auf eingeführtem *m*-Amino-phenol beruhende P.A.S. Fabrikation hat wie bekannt- mehrere technisch-wirtschaftliche-, und Anwendungsnachteile (bei Perfusion), die die vorliegenden Versuche rechtfertigen.

Das *o*-Nitro-toluol, das nebst der *p*-Verbindung in dem untersuchten Verfahren anfällt, könnte in dieser Weise bei uns als solches eine industrielle Verwendung finden.

Die technisch-wirtschaftlichen Kennziffern, die sich aus den experimentellen Versuchen ergeben, befürworten ein weiteres Studium in einer Versuchstation, wenn gleichzeitig die Vorteile, die sich bei der P.A.S.-Na Perfusion, eines auf diese Weise erhaltenen Präparats, in Betracht gezogen werden.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Dick, O. Bălănescu, *Timișoara Medicală*, II, 5—6, 688—88 (1957).
2. L. C. Maiofis, *Tehnologia chimico-farmaceuticeschih preparatov*. MEDGIZ Leningrad, 210—211 (1958).
3. S. Hillers, A. Lockenbachs, *Latvijas P.S.R. Zin. Akad. Vestis*, 3, 7—25 (1960) C.A., 48, 9964, (1954).
4. Ziuhichi Oki, et al., *To Takeda Deug Manufg Co, Japan*, 251, (1951).

STUDIUL ANALITIC, MICROSCOPIC ȘI CHIMIC, AL TUFULUI BAZALTIC DE LA LUCAREȚ (REG. BANAT).

DE

V. LAȚIU și V. CRISTEA

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Materialul piroclastic, cineritic, care reprezintă tuful bazaltic de la Lucareț, apare în legătură cu ultimele manifestări vulcanice care s-au petrecut în decursul cuaternarului inferior pe teritoriul țării noastre și care marchează sfârșitul activității vulcanice desfășurate în interiorul arcului Carpatic.

Tuful bazaltic constituit din produse piroclastice, bombe, lapili și cenuși vulcanice, însoțește la bază, în culcuș, și în acoperiș culeul de lavă bazaltică, care se întinde pe o suprafață de 40 km² și care este deschis în numeroase cariere, ca cele de la : Lucareț-Ghizela, Topolovățul Mare și Budinț-Iosifă-lău. Dar despre o exploatare intensă și sistematică nu poate fi vorba decât din 1892, când s-a deschis cariera de piatră bazaltică de la Lucareț.

Centrul erupției vulcanice este reprezentat de cota „Dealul Piatra Roșie” cu o înălțime de 211 m. Materialul bazaltic din aceste cariere a fost folosit încă de la sfârșitul secolului al XVIII-lea la șoseluire, sub formă de pavele și calupuri sau sub formă de criblură, când era din fragmente mai mici.

I. STUDIUL ANALITIC, MICROGRAFIC ȘI GEOLOGIC

Din analiza — la microscopul polarizant — a mai multor secțiuni efectuate prin bazaltul recoltat din cariera de la Lucareț, rezultă că acest material prezintă o structură porfirică pilotaxitică și este constituit din feldspați plagioclazi bazici, din piroxenul augitic și din olivin, conținând ca componente accesorii : apatit, magnetit și picotit, comportându-se din punct de vedere micrografic ca un bazalt calco-alkalin cu feldspați. Din datele analizei rezultă o analogie de structură și constituție mineralogică între acest bazalt și celelalte aparițiuni de bazalte din eruptivul țării noastre (Racoșul de Jos, Defunata etc.).

După cum reiese din datele literaturii, [1—3], tuful bazaltic a fost întrebuințat încă în 1883 ca beton și mortar absorbant și deshidratant pentru impermeabilizarea și deshidratarea cazematelor igrasioase din cetatea Timișorii.

Răspîndirea tufului bazaltic nu urmărește pe toată întinderea sa culeul de lavă bazaltică, întinderea sa areală fiind de numai 10 km². Uneori stra-

tul de tuf se întinde dincolo de limita culeului de lavă bazaltică. În general, grosimea stratului de tuf bazaltic, măsurat în văile deschise prin eroziune naturală sau în forajele făcute în această regiune, variază între 1—3 m. În masa tufului bazaltic se pot distinge fragmente din roca bazaltică, rezul-

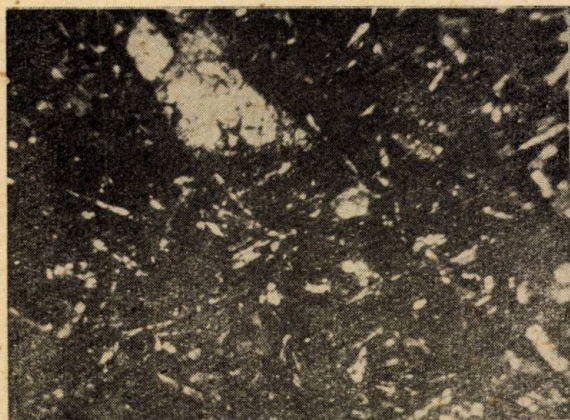


Fig. 1. Rocă bazaltică. Nicoli încrucișați. 80 ×



Fig. 2. Tuf bazaltic. Nicoli încrucișați. 80 ×

tate prin dezagregarea acesteia sub acțiunea factorilor modifikatori exogeni și încă material detritic (nisipuri și pietrișuri), care apare aici ca rezultat al transportării lui sub acțiunea apelor de infiltrație, fie că a fost încorporat din formațiunile sedimentare întâlnite și străpunse de lava eruptivă în drumul ei ascensional.

Tuful bazaltic din acoperișul și culcușul culeului de lavă din această ocureță, macroscopic, este ruginiu roșcat sau brun, mai mult sau mai puțin friabil. Examinat în secțiune subțire la microscopul polarizant, apare constituit dintr-o masă fundamentală apolară sticloasă, brună gălbuie, palagonitică. În această masă sînt dispersate apoi fragmente din mineralele componente ale bazaltului compact, cît și din fragmente lapilice din varietatea compactă de bazalt cu particularități caracteristice acesteia și care au fost descrise. Remarcăm enclave foarte bogate în pigment negru opacitic. Microstructura tufului este destul de haotică, caracteristică dealtminteri

majorității piroclastitelor. Remarcăm și porțiuni sticloase gălbui deschise cu un caracter textural mai mult sau mai puțin pronunțat fluidal, constituit din curenți sinusoidali de element vitros împîslit cu element cristalizat micro-litic. Procesul de devitrificare a elementului sticlos din masa tufului nu are un caracter omogen. Caracterul palagonitic al acestui element, cu porțiuni răzlețe hialomelanice, reprezintă elementul structural dominant, gelatinizabil prin tratare cu acid clorhidric.

II. STUDIUL ANALITIC CHIMIC

Analiza chimică a tufului bazaltic arată următoarea compoziție :

$\text{SiO}_2 = 46,65\%$	$\text{Na}_2\text{O} = 2,15\%$
$\text{Al}_2\text{O}_3 = 15,05\%$	$\text{K}_2\text{O} = 1,04\%$
$\text{Fe}_2\text{O}_3 = 11,42\%$	P.C. = 5,10%
$\text{CaO} = 8,02\%$	U. = 3,62%
$\text{MgO} = 7,30\%$	

Solubilitatea în soluție de 1% NaOH și 10% $\text{Na}_2\text{CO}_3 = 5,3\%$.

În baza datelor de analiză chimică cantitativă, conținutul procentual în alumină (Al_2O_3) este destul de ridicat, de 15,05%, în raport cu conținutul de 8,60% Al_2O_3 al tufului palagonitic din Sicilia și cu 11,62% Al_2O_3 al tufului palagonitic din Islanda, ambele tufuri figurînd ca cele mai bine studiate și răspîndite în ocurențele respective, după cum aceasta reiese din datele de literatură [4]. Importanța economică a acestui produs industrializabil urmează să fie precizată numai după evaluarea rezervelor în piroclastit cineritic, în baza unui studiu geologic pe teren efectuat pe întreaga suprafață de aproape 40 km² a culeului de lavă bazaltică din teritoriul localităților Topolovățul Mare, Iosifalău, Șanovița, Chizățau și Lucareț.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ, МИКРОСКОПИЧЕСКОЕ И ХИМИЧЕСКОЕ ИЗУЧЕНИЕ БАЗАЛТОВОГО ТУФА ЛУКАРЕСТСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ (БАНАТСКАЯ ОБЛАСТЬ)

(РЕЗЮМЕ)

Было произведено химическое и микроскопическое изучение этого материала. На основании данных подученных при химическом и микроскопическом анализе, рекомендуется разработка натуральных резервов этого туфа.

L'ÉTUDE ANALYTIQUE, MICROSCOPIQUE ET CHIMIQUE DU TUF BASALTIQUE DE LUCAREȚ (RÉGION BANAT)

(RÉSUMÉ)

On a fait l'étude chimique et microscopique de cette matière. Les analyses chimiques et microscopiques prouvent que ce produit s'utilise avec succès lors de la préparation des ciments hydrauliques.

BIBLIOGRAFIE

1. Koloman Adda, Die geologischen Verhältnisse von Lukaretz und Umgebung. Jahresbericht d. k. ung. geol. Anstalt. fur. 1896. Budapest 1898.
2. M. Savul și O. Nichita, Considerațiuni asupra caracterelor petrografice și chimice ale bazaltului de la LUCARET, (Banat). Revista Universității din Cluj-Sibiu la Timișoara. Nr. 8. 1944. p. 85—97. Rezumat în revista „V. Adamachi“ vol. XXX. 1944. p. 281.
3. Mateescu Ștefan, Vulcanismul cuaternar din partea de Nord-Vest a Banatului, Revista Muzeului Geologic-Mineralogic al Univ. din Cluj. 1936. vol. VI. Nr. 1—2 pag. 72—96.
4. R. Reinisch, *Petrographisches Praktikum*. Berlin 1920. Zweiter teil. Gesteine. pag. 129.

STUDIUL REGIMULUI DE SCURGERE ÎN CAMERA ÎN SPIRALĂ

DE

A. BÂRGLĂZAN, M. POPOVICIU, V. LAVRINENCO

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Camera spirală ca parte integrantă a mașinilor hidraulice este sediul unor importante transformări energetice și totodată sediul unor importante pierderi de energie.

Astfel încercările efectuate de Bognițkaia [1], au arătat că randamentul camerei spirale este mai scăzut decât cel al rotorului, în consecință proprietățile hidraulice ale camerei spirale influențează în mare măsură comportarea mașinii hidraulice respective.

Studiul teoretic al camerei spirale întâmpină mari dificultăți din cauza caracterului complex al scurgerii. Încercările experimentale pentru determinarea cîmpului hidrodinamic în acest organ sînt puține la număr și nu permit corectarea relațiilor teoretice, ce nu se suprapun în suficientă măsură peste fenomenul real, din cauza ipotezelor simplificatorii necesare, pentru a reduce dificultățile matematice.

La ora actuală relația de proiectare a camerei spirale de secțiune circulară, atît pentru turbine cît și pentru pompe, adoptată de majoritatea constructorilor, este bazată pe legea ariilor, fără a ține seama de frecare.

Expresia ei este :

$$y = \frac{\varphi^{\circ}}{C} + \sqrt{2R \frac{\varphi^{\circ}}{C}} \quad (1)$$

Pentru a ține seama de micșorarea vitezei prin frecare secțiunile astfel obținute urmează a fi mărite utilizînd relații cunoscute [2].

În prima parte a lucrării de față, ne propunem să determinăm o nouă relație care să dea raza secțiunii circulare a camerei spirale, ținînd seama de frecare.

Ținînd seama de notațiile din fig. 1 se observă că pe porțiunea dx^* viteza tangențială va avea o variație

$(dV_u)'$ — datorită modificării razei și

$(dV_u)''$ — necesară transformării energiei cinetice în energie presiune pentru acoperirea pierderilor de energie prin frecare.

Din legea ariilor fără frecare, putem obține variația componentei tangențiale a vitezei absolute $(\alpha V_u)'$ în funcție de rază, ca fiind:

$$(dV_u)' = -\frac{V_u}{x} dx \quad (2)$$

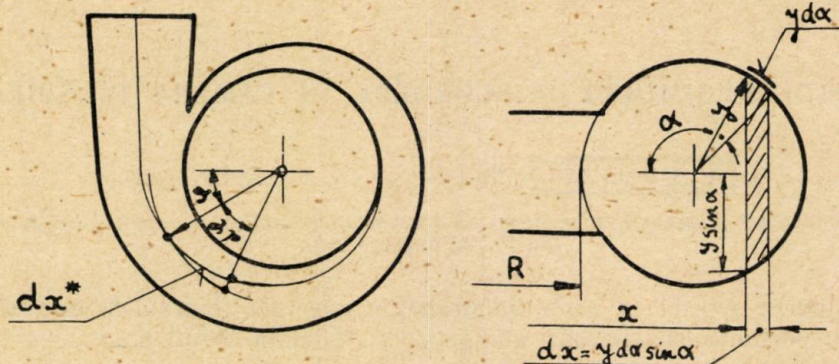


Fig. 1.

Expresia generală a pierderilor de sarcină fiind

$$dhp = \lambda \frac{dx^*}{d} \frac{V_u^2}{2g} \quad (3)$$

iar

$$d\left(\frac{V_u^2}{2g}\right) = \frac{V_u (dV_u)''}{g} = dhp$$

obținem variația componentei tangențiale a vitezei absolute $(dV_u)''$ în funcție de pierderile de sarcină prin frecare:

$$(dV_u)'' = \frac{\lambda \pi}{2Q} V_u x y d\alpha \sqrt{V_m^2 + V_u^2} \quad (4)$$

Variația totală a vitezei tangențiale va fi:

$$dV_u = (dV_u)' \pm (dV_u)'' \quad (5)$$

Variația lui $(dV_u)'$ este, de același semn cu a lui $(dV_u)''$ când circulația curentului se face spre raze din ce în ce mai mari (pompe) și de semn contrar lui $(dV_u)''$ când curentul circulă spre raze din ce în ce mai mici (turbine).

Înlocuind în (5) expresia lui (2) și (4) obținem:

$$dV_u = -\frac{V_u}{x} dx \pm \frac{\lambda \pi}{2Q} x y V_u d\alpha \sqrt{V_m^2 + V_u^2}$$

deci

$$\frac{d(V_u x)}{x^2 V_u \sqrt{V_m^2 + V_u^2}} = \pm \frac{\lambda \pi}{2Q} y d\alpha$$

La curgerea apei prin camera spirală $V_m \ll V_u$, așa dar

$$\int_{x_1 V_{u1}}^{x V_u} \frac{d(V_u x)}{(x V_u)^2} = \frac{\lambda \pi y}{2Q} \int_0^\pi d\alpha$$

limitele fiind date în cazul turbinelor.

Prin integrare obținem legea ariilor cu frecare

$$\frac{1}{x V_u} - \frac{1}{x_1 V_{u1}} = - \frac{\lambda \pi^2 y}{2Q} \quad (\text{În cazul turbinelor})$$

$$\frac{1}{x V_u} - \frac{1}{x_2 V_{u2}} = + \frac{\lambda \pi^2 y}{2Q} \quad (\text{În cazul pompelor})$$

Luînd în considerare ecuația fundamentală a turbomașinilor [3] se poate determina legea de variație a vitezei tangențiale

$$V_u = \frac{1}{x \left(\frac{\omega}{\eta_h g H} - \frac{\lambda \pi^2 y}{2Q} \right)} \quad (\text{turbine})$$

$$V_u = \frac{1}{x \left(\frac{\omega \eta h}{g H} + \frac{\lambda \pi^2 y}{2Q} \right)} \quad (\text{pompe}) \quad (6)$$

Pentru a stabili ecuația de proiectare a camerei spirale, determinăm debitul ce trece prin secțiunea elementară la unghiul φ de la origine

$$dQ_\varphi = dA_\varphi V_u = dQ \frac{\varphi^\circ}{360} = \int_0^\pi 2y \sin \alpha V_u y \sin \alpha d\alpha.$$

Înlocuind pe V_u din legea ariilor și explicitîndu-l pe φ obținem, în cazul pompelor :

$$\varphi^\circ = \frac{720 y^2}{\frac{\eta_h \omega Q}{g H} + \frac{\lambda \pi^2 y}{2}} \int_0^\pi \frac{\sin^2 \alpha}{x} d\alpha.$$

Integrînd între limite, obținem ecuația de proiectare a camerei spirale de secțiune circulară ținînd cont de frecare :

$$\varphi^\circ = \frac{720 \pi (y+R) \left(1 - \sqrt{1 + 2 \frac{y}{R}} \right)}{\frac{\eta_h \omega Q}{g H} + \frac{\lambda \pi^2 y}{2}} \quad (7)$$

Deoarece la proiectare este mai comod să se determine raza secțiunii camerei spirale în funcție de unghiul de desfășurare al camerei spirale vom explicita pe y .

Facem notațiile :

$$\frac{\lambda \pi^2 y}{2 \cdot 720 \pi} = a \quad \text{și} \quad \frac{\eta_h \omega Q}{g H \cdot 720 \pi R} = b. \quad (8)$$

Ecuția de proiectare a camerei spirale circulare, ținând cont de frecare, pentru pompe va fi :

$$y = R \left[\frac{1}{(1-a\varphi)^2} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{(1-a\varphi)^2} - 2 \frac{1-b\varphi}{1-a\varphi} + 1} \right) - \frac{1-b\varphi}{1-a\varphi} \right]. \quad (9)$$

Din (8) se observă că valoarea lui a depinde exclusiv de coeficientul λ . Dăm valoarea acestei constante pentru câteva valori uzuale ale lui λ .

$\lambda \cdot 10^2$	2	3	4	5	6	7	8	9
$a \cdot 10^4$	0,4362	0,6543	0,8724	1,0905	1,3086	1,5267	1,7448	1,9629

Constanta b în funcție de parametrii obișnuiți la proiectare pentru pompe are expresia :

$$b = 4,719296 \frac{\eta_h Q n}{H R} \cdot 10^{-6}$$

Q — debitul în m^3/sec ;

n — turația în rot/min ;

η_h — randamentul hidraulic ;

H — sarcina în m. col. apă ;

R — raza de așezare a secțiunii circulare în m.

S-a calculat cu relația (9) camera spirală a unei pompe de tip VR 6'', având următoarele caracteristici :

$$H = 17 \text{ m} ; Q = 50 \text{ l/sec} ; n = 1450 \text{ rot/min} ; \eta_h = 0,8 ;$$

$$R = 150 \text{ mm} ; \lambda \cong 0,05.$$

Pentru aceleași condiții a fost făcut calculul razei și cu relațiile date de Pfliegerer, ținând seama de frecare [2].

Rezultatele sînt date în tabelul de mai jos.

	300	315	270	225	180	135	90	45
y	0,05901	0,05376	0,04870	0,04287	0,03717	0,03113	0,02417	0,0162
y_{of}	0,05121	0,04750	0,04350	0,03963	0,03437	0,02915	0,02323	0,01596
$\Delta y \%$	15,23	13,18	11,20	9,84	8,147	6,79	4,046	1,503

Pentru a vedea în ce măsură este satisfăcută legea ariilor la trecerea curentului printr-o cameră spirală a fost efectuată sondarea vitezelor în acest organ la o pompă de tip „VR 6”.

Caracteristicile de proiectare ale pompei sînt :

$$Q = 50 \text{ l/sec}$$

$$H = 17 \text{ m}$$

$$n = 1450 \text{ rot/min.}$$

Măsurarea vitezei a fost făcută cu ajutorul unei microsonde de construcție specială, etalonate în prealabil [4]. Pentru fiecare secțiune de măsură au fost luate cîte 8 regimuri de funcționare a pompei.

La fiecare regim de funcționare s-au făcut observații ale vitezei din cinci în cinci milimetri pe rază, începînd de la peretele exterior al camerei spirale. Pe baza acestor observații au fost trasate curbele $V_u = f(x)$ (fig. 2, 3, 4, 5, 6).

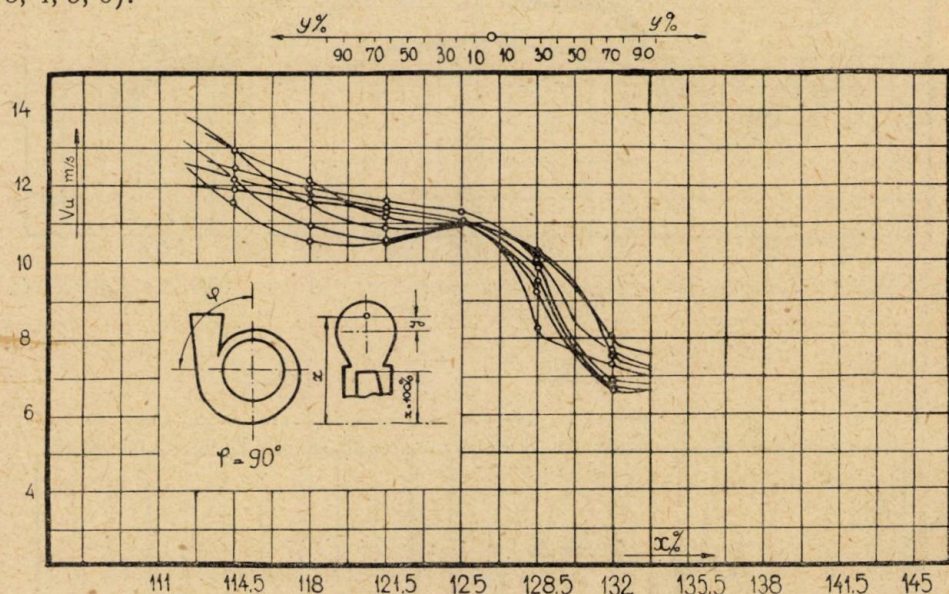


Fig. 2. Variația $V_u = f(x)$ pentru : $Q = 52,6 \text{ l/s}$; $50,5 \text{ l/sec}$; $48,3 \text{ l/sec}$; $46,8 \text{ l/sec}$; $42,9 \text{ l/sec}$; $40,8 \text{ l/sec}$.

Din analiza curbelor se constată că în niciuna din secțiunile cercetate, variația componentei tangențiale a vitezei absolute în funcție de rază, nu se face după o hiperbolă, așa cum rezultă din legea ariilor. În majoritatea secțiunilor V_u înregistrează o scădere bruscă de la ieșirea din rotor pînă la intrarea în camera spirală.

Componenta tangențială a vitezei absolute începînd de la intrarea în camera spirală pînă la raza centrului secțiunii circulare înregistrează creșteri ; de aici avem o descreștere progresivă pînă la peretele exterior al camerei spirale. Această lege de variație este valabilă pentru majoritatea debitelor luate în considerare și la toate unghiurile φ cercetate.

Se constată de asemenea că variația lui V_u în funcție de rază este cu atît mai pronunțată cu cît sîntem la valori mai mici ale lui φ .

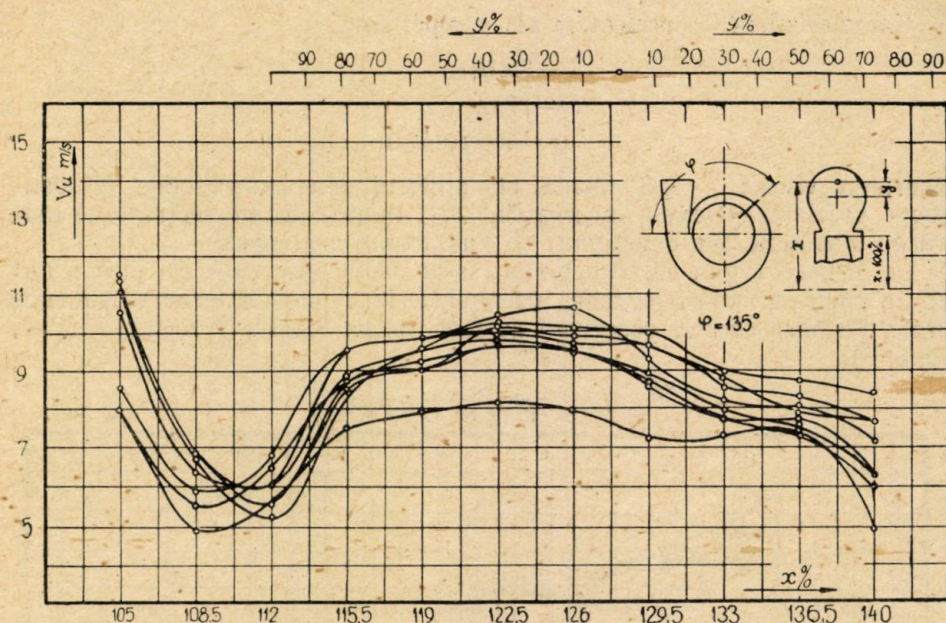


Fig. 3. Variația $V_u = f(x)$ pentru: $Q = 52,4$ l/sec; 44,4 l/sec; 41,1 l/sec; 36,8 l/sec; 28,6 l/sec; 23,4 l/sec; 14,5 l/sec.

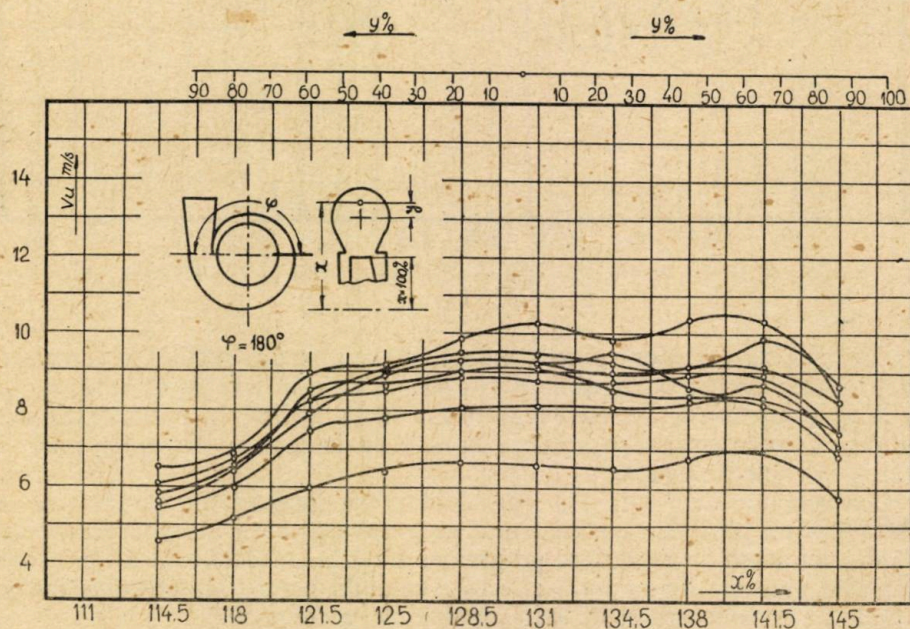


Fig. 4. Variația $V_u = f(x)$ pentru: $Q = 52,4$ l/sec; 44,7 l/sec; 40,9 l/sec; 36,8 l/sec; 33,0 l/sec; 23,4 l/sec; 14,5 l/sec.

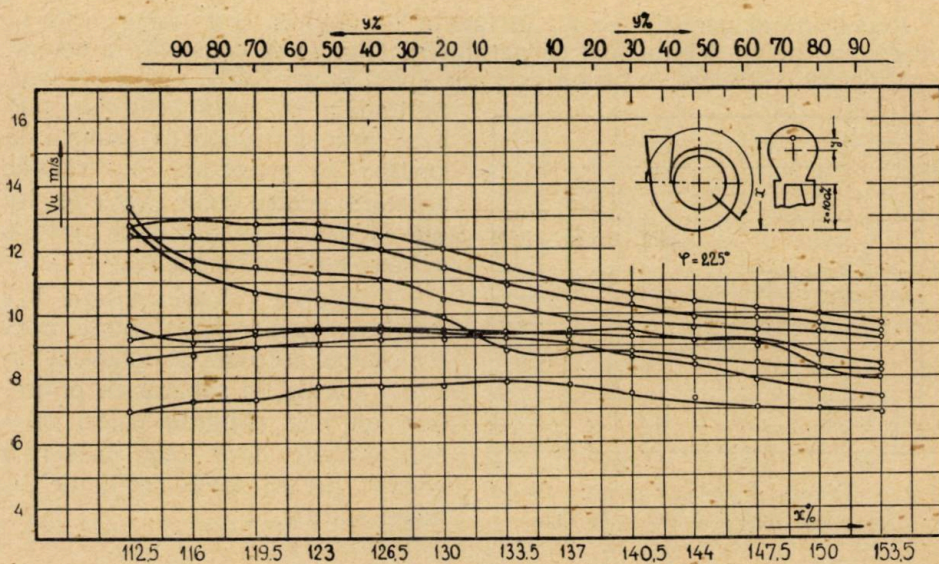


Fig. 5. Variația $V_u = f(x)$ pentru : $Q = 52,9$ l/sec ; $48,7$ l/sec ; $44,5$ l/sec ; $36,6$ l/sec ; $33,2$ l/sec ; $28,9$ l/sec ; $23,5$ l/sec.

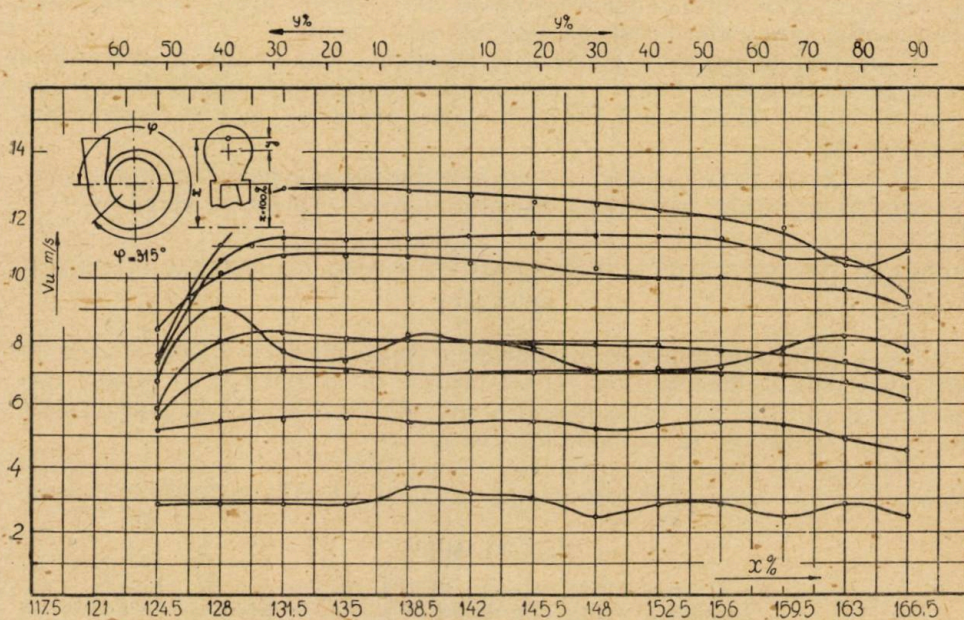


Fig. 6. Variația $V_u = f(x)$ pentru : $Q = 48,6$ l/sec ; $44,6$ l/sec ; $41,1$ l/sec ; $36,6$ l/sec ; $33,2$ l/sec ; $29,1$ l/sec ; $23,2$ l/sec ; $15,2$ l/sec.

Reprezentînd variația lui V_u în funcție de unghiul φ de desfășurare al camerei spirale cu debitul luat ca parametru (fig. 7) se constată, la debitul de proiectare o scădere de prima porțiune (pînă la $\varphi = 135^\circ$), apoi o creștere continuă; în jurul debitului realizat prin funcționarea pompei la sarcina de proiectare, V_u rămîne constant pentru toate valorile lui φ ; la debite și mai mici avem o scădere continuă a lui V_u .

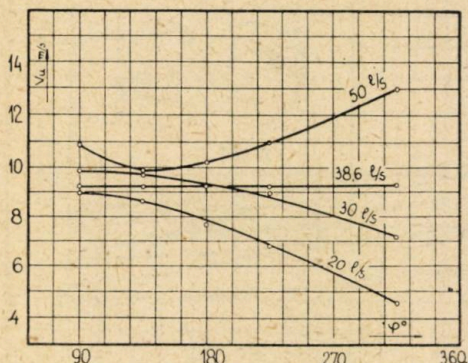


Fig. 7. Variația $V_u = f(\varphi)$ pentru: $Q = 50$ l/sec; 38,6 l/sec; 30 l/sec; 20 l/sec.

Calculînd valoarea vitezei V_u , din legea ariilor fără frecare, pentru centrul secțiunii circulare al camerei spirale, la sarcina de proiectare au fost obținute valori mult mai scăzute decît cele măsurate efectiv, pentru toate secțiunile camerei spirale.

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМА ОБТЕКАНИЯ В СПИРАЛЬНОЙ КАМЕРЕ (РЕЗЮМЕ)

Принимая закон площадей с трением для случая спиральных камер круглого сечения, устанавливается новое соотношение при проектировании спиральных камер этого сечения, при наличии трения.

Сопоставляя радиусы расчетных сечений с радиусами полученными методом Флейдерера, были установлены приращения радиусов круглых сечений между 15,23% и 1,503%, в зависимости от угла φ разворачивания спирали.

Приводятся также кривые изменения тангенциальной скорости в зависимости от радиуса, для насоса рассчитанного классическим методом.

L'ETUDE DU RÉGIME D'ÉCOULEMENT DANS LA BÂCHE SPIRALE (RÉSUMÉ)

On a établi une nouvelle relation pour le calcul de la bâche spirale en particulierisant la loi des aires tenant compte du frottement. Il résulte que les rayons calculés par cette méthode sont de 15,23%—1,5% plus grands que ceux calculés par la méthode Pfleiderer.

On présente aussi les diagrammes de variation de la vitesse tangentielle en fonction du rayon pour une pompe calculée selon la méthode classique.

BIBLIOGRAFIE

1. Bognițkaia F. A., Trudi VIGM, Moscova 1959, p. 38—76.
2. Pflēiderer K, *Lopatocinīe mașini dlia jidcostei i gazov*, Gosudarstvennoe naucino — tehničescoe izdatelstvo mașinostroitelnoi literaturī, Moscova 1960, p. 141.
3. Bărglăzan A, *Mașini Hidraulice*, Editura Institutului Politehnic Timișoara, 1952, v. I.
4. Popoviciu M. și Lavrinenco V: Contribuții la construcția unor microsonde.

STUDIUL CAMEREI DE ARDERE A MOTORULUI I.M.B. 1958 ÎN VEDEREA RIDICĂRII RAPORTULUI DE COMPRIMARE

DE

M. BĂNĂRESCU, V. BERINDEAN, TR. RAICA, M. TRUȘCULESCU, N. BOBOESCU,
P. COJEREANU, M. FISCHER

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. INTRODUCERE

Unul din procedeele cele mai importante folosite pentru îmbunătățirea indicilor tehnico economici ai motoarelor cu ardere internă este ridicarea raportului de comprimare.

Colectivul catedrei de Mașini Termice în cadrul lucrărilor de colaborare cu întreprinderea U. M. Timișoara a studiat posibilitatea ridicării puterii și a economicității motorului I.M.B. 1958 folosit pentru antrenarea motopompelor pentru stins incendiu.

Ținând seamă de condițiile pe care trebuie să le satisfacă o cameră de ardere antidetonantă s-au construit două chiulase modificate avînd ca modificare principală micșorarea distanței dintre peretele chiulasei și ciuperca supapei de evacuare. Prin micșorarea scurgerii gazelor de emisie deasupra supapei de evacuare, se micșorează transmiterea de căldură de la gaze la ciuperca supapei. În același timp se și mărește căldura cedată prin radiație de la ciupercă la perete, distanța dintre perete și ciupercă fiind mai mică.

Această modificare s-a făcut prin o simplă îngroșare a peretelui, fără să se modifice cutia de miezuri a chiulasei.

Chiulasele modificate au fost studiate și încercate comparativ cu o chiulasă nemodificată.

Astfel lucrarea își propune să rezolve următoarele probleme :

1. Stabilirea pe baza caracteristicii de avans și a caracteristicii de viteză a puterii și a consumului de combustibil pentru cele trei variante constructive ale chiulasei.

2. Posibilitatea obținerii unei funcționări cu o putere mărită și un consum specific mai mic fără modificări importante și costisitoare a construcției motorului, prin metoda ridicării raportului de comprimare.

2. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIMENTALE.

2.1. Descrierea instalației

Pentru încercări s-a folosit un stand destinat pentru încercări de motoare cu benzină, fig. 1. cuprinzând următoarele părți principale :

1. Masă de comandă cu aparatura necesară pentru a măsura : temperatura și presiunea uleiului și a apei de răcire.

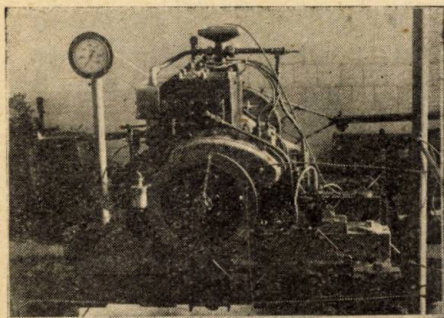


Fig. 1. Ansamblul instalației de încercare.

2. Instalație volumetrică pentru măsurat consumul de combustibil.

3. Frână hidraulică Junkers tip D.4.K.

4. Dispozitiv momentoscop pentru măsurarea unghiului de avans la aprindere.

5. Magnetou modificat cu un dispozitiv cu șurub de reglare precisă a avansului la aprindere.

6. Aparat anex : termometru cu mercur pentru măsurat temperatura apei la intrare și la ieșire, psihrometru, barometru cu mercur, tahometru cu inducție pentru măsurarea aproximativă a turației, un tahometru manual și un cronometru cu precizie de 0,1 s.

2.2. Rezultate experimentale

Pentru chiulasa nemodificată (chiulasa nr. 1) și chiulasa modificată varianta 1 (chiulasa nr. 2) fig. 2, s-au trasat caracteristicile de avans pentru 12 valori, respectiv 9 valori ale unghiului de avans la aprindere. Pentru

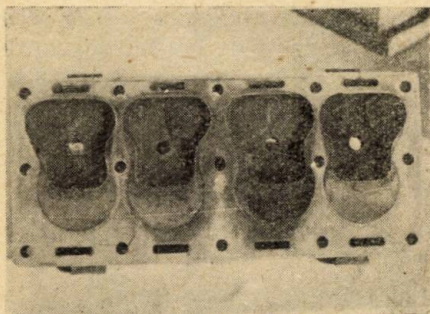


Fig. 2. Camera de ardere a chiulasei nr. 2.

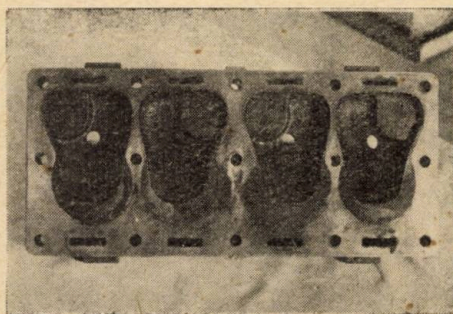


Fig. 3. Camera de ardere a chiulasei nr. 3.

chiulasa modificată varianta 2 fig. 3 (chiulasa nr. 3) s-a trasat o caracteristică de viteză ținând seama de faptul că defectarea motorului nu a permis să se facă încercări după caracteristica de avans.

În timpul încercărilor s-au efectuat citiri pentru următoarele mărimi.

1. Condiții ambiante

2. Ulei

t_u — temperatura uleiului

p_u — presiunea uleiului

3. Apă

t_{ai} — temperatura apei la intrare în motor

t_{ae} — temperatura apei la ieșire din motor

p_a — presiunea apei de răcire la intrare

4. Putere efectivă

F — forța de frinare

n — turația rot/min

Puterea efectivă s-a calculat cu relația :

$$P_e = C \cdot F \cdot n, \quad (2.1)$$

în care

$$C = 1,4 \cdot 10^{-3}$$

Relația folosită pentru calculul puterii efective reduse la condiții inițiale :

$$P_{e0} = P_e \frac{760}{B} \frac{530 + t}{545} \text{ CP}_e, \quad (2.2)$$

5. Consumul de combustibil

G — greutatea de combustibil în grame

τ — timpul în secunde

G_h — consumul orar

C_{e0} — consumul specific efectiv redus $g/\text{CP}_e h$.

Rezultatele medii ale măsurătorilor sînt trecute în tabelele : 1.2, 2.2 și 3.2.

Rezultatele încercărilor efectuate pentru chiulasa nr. 1 ($\varepsilon=5,49$) și nr. 2 ($\varepsilon=5,835$) sînt trecute comparativ în diagrama din fig. 4, iar pentru chiulasa nr. 3 ($\varepsilon=5,76$) în diagrama din fig. 5.

Din cercetarea diagramei din fig. 4 rezultă că prin ridicarea raportului de comprimare de la $\varepsilon=5,49$ la $\varepsilon=5,835$ s-a obținut o creștere a puterii maxime de la 43,4 CP_e la 44,15 CP_e (valori înregistrate) în medie de 1 CP_e . În ceea ce privește consumul de combustibil se constată o ușoară creștere a consumului specific de combustibil. Unghiul maxim de avans la aprindere a scăzut de la 43° la 31°, ceea ce înseamnă o scădere a calităților antidetonante ale chiulasei dacă ne referim la detonația de avans. Este necesar să se țină seama de faptul că motorul la încercarea următoare s-a defectat ; s-a rupt conducta de ulei, iar prin măsurători cu comparatorul s-au constatat uzuri neadmisibile ale palierului și lagărului central precum și lipsa de paralelism dintre fus și lagăr. Lipsa de paralelism a avut ca efect sollicitări mari care au dus la uzuri și la vibrații micșorînd puterea motorului, astfel încît creșterea de putere și îmbunătățirea consumului specific nu a mai

Tabela 1.2

Nr. det.	Avans a_d grd.	V , cm ³	G , gf	τ , s	G_h kgf/h	F , kgf	n rot/min	P_{ei} CP	P_{e0} CP	C_{ei} gf/CPH	C_{e0} gf/CPH	t_{ae} °C	t_{at} °C	p_a kgf/cm ²	t_w °C	p_u kgf/cm ²	Observații	t , °C	H , %	B , mm col Hg
1	7 ... 10,5	980	725,2	209,3	12,49	10,190	2,541	36,30	36,95	348,4	337	55,5	17	1,37	94	1,3	Oscil. de tur. mari, mers nereg.	15	89	747
2	10 ... 13,5	980	725,2	208,2	12,53	11,330	2,536	40,25	41,90	311,0	305,5	55,0	17	1,31	93,5	1,3	mers puțin nereg.	15	89	747
3	14 ... 17,5	980	725,2	210,8	12,38	12,300	2,123	39,90	40,70	310,5	304	54	17	1,33	95	1,3		15	89	747
4	18,5 ... 20,5	980	725,2	208,0	12,54	12,058	2,533	42,7	43,4	293,5	280	54	17	1,37	95	1,3		15	89	747
5	21,5 ... 23,5	980	725,2	208,3	12,53	11,760	2,541	41,8	42,7	299,5	294	60	17	1,10	96,5	1,3		15	89	747
6	24,5 ... 24,5	980	725,2	208,0	12,54	12,040	2,547	42,8	43,4	283,3	289,3	53,5	17	1,45	95	1,3		15	89	747
7	24,5 ... 27	980	725,2	213,5	12,22	11,082	2,535	39,4	39,7	310,5	308,0	52,5	17	1,45	94	1,3		14	89	748
8	28,0 ... 30,5	980	725,2	208,8	12,60	11,260	2,541	40,0	40,75	312,5	307,0	56,5	17	1,27	97	1,3		13	89	747
9	31,5 ... 33,5	980	725,2	214,2	12,18	10,430	2,550	37,2	37,70	327,5	323,0	54,5	17	1,39	94	1,3		15	89	750
10	35,0 ... 37,0	980	725,2	215,2	12,10	10,206	2,525	36,2	36,65	331,0	331,0	56,0	17	1,38	95	1,3		14	89	750
11	39,5 ... 41,5	980	725,2	214,5	12,17	9,645	2,530	34,2	34,70	355,9	350,0	60,0	17	1,17	95	1,3		14	89	749
12	43,0 ... 45,0	980	725,2	212,5	12,37	9,460	2,527	33,5	33,9	375,0	362,0	56,0	17	1,47	96	1,3	La 46,5° detonație	14	89	749

Volumul camerei de ardere din chiulasă :

Cil. I 130 cm³Cil. II 130,7 cm³Cil. III 129,6 cm³Cil. IV 133,4 cm³

$$P_{e0} = P_e \frac{760}{B} \frac{530+t}{545} \text{ CP}$$

Tabela 2.2

Nr. det.	Avans a_d grd.	V cm ³	G gf	τ s	G_h kgf/h	F kgf	n rot/min	P_e CP	P_{e0} CP	C_e gf/CPH	C_{e0} gf/CPH	t_{ae} °C	t_{at} °C	p_a kgf/cm ²	t_u °C	p_u kgf/cm ²	t °C	H %	B mm col Hg	Observații
1	5 ... 10	980	725,2	202,4	12,90	10,722	2,531	37,95	38,30	340,0	337,0	56,5	18	1,23	97	1,30	16	89	754	
2	8 ... 13	980	725,2	201,7	12,96	11,270	2,575	40,00	40,35	321,0	321,5	57,5	18	1,20	96	1,30	15	89	754	
3	10 ... 15	980	725,2	200,7	13,01	11,646	2,535	41,35	41,70	315,0	312,5	56,0	18	1,25	94	1,30	15	89	754	
4	13 ... 17	980	725,2	200,1	13,04	11,616	2,545	41,35	41,75	315,5	312,6	56,5	18	1,30	98	1,30	16	89	754	
5	17 ... 21	980	725,2	203,1	12,88	12,252	2,539	43,50	43,76	296,0	294,5	60,5	17	1,00	96	1,45	14	89	754	
6	20 ... 24	980	725,2	202,5	12,90	12,230	2,561	43,80	44,15	294,5	292,5	56,0	17	1,31	95	1,45	14	89	754	
7	23 ... 27	980	725,2	200,1	13,04	11,938	2,547	42,50	42,90	307,0	304,0	56,0	18	1,10	98	1,30	16	89	754	
8	25 ... 28	980	725,2	200,1	13,04	11,982	2,563	43,00	43,40	303,0	300,5	57,5	18	1,25	97	1,30	16	89	754	
9	29 ... 32	980	725,2	199,5	13,09	12,042	2,555	45,10	45,50	304,0	300,0	59,5	18	1,10	90	1,30	17	89	754	Detonație

Volumul camerei din chiulasă :

Cil. I 119,3 cm³Cil. II 121,3 cm³Cil. III 120,0 cm³Cil. IV 122,2 cm³

Tabela 3.2

Nr. det.	B, mm col. Hg	t, °C	t _u , °C	P _u , kgf/cm ²	t _{ai} , °C	t _{ae} , °C	P _a , kgf/cm ²	n, rot/min	F, kgf	P _{eo} , CP	τ, s	G, gf	G _h , kgf/h	C _{eo} , g/CP.h	P _{eo} , kgf/cm ²	Observații
1	751	26,5	67,0	1,55	17	68,6	1,36	2646	12,100	46,4	239,5	740	11,12	240	6,16	
2	751	27,0	74,5	1,40	17	66,0	1,13	2500	12,996	46,35	217,8	740	12,20	262	6,61	Rare detonații
3	751	27,0	76,0	1,40	17	67,0	1,36	2240	13,640	44,4	224,8	740	11,85	267	7,91	Deton. relativ dese
4	751	27,5	75,0	1,40	17	65,0	1,22	2025	14,385	42,3	218,9	740	12,20	289	7,37	Deton. destul de dese
5	751	28,0	72,0	1,40	17	55,0	1,34	1800	14,382	37,7	231,6	740	11,55	273	7,38	Detonații dese
6	751	28,0	76,0	1,40	17	64,0	1,45	2746	11,620	46,6	205,6	740	12,95	278	6,00	

fost concludentă, lucru care s-a constatat la o serie de încercări efectuate cu aceeași chiulasă când s-a constatat o creștere medie de putere de 3 CP_e.

Din cauza defectării motorului nu a mai fost posibilă încercarea motorului după caracteristica de avans, încercare necesară pentru a avea un criteriu de comparație unic.

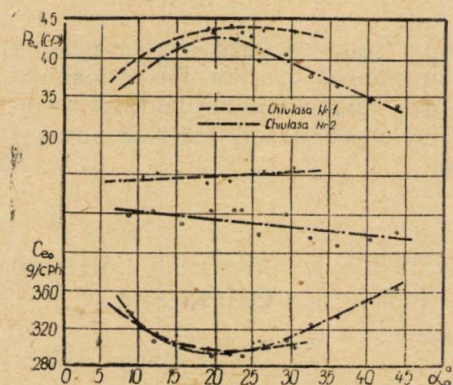


Fig. 4. Diagrama caracteristicii de avans la aprindere pentru chiulasă nr. 1 și nr. 2.

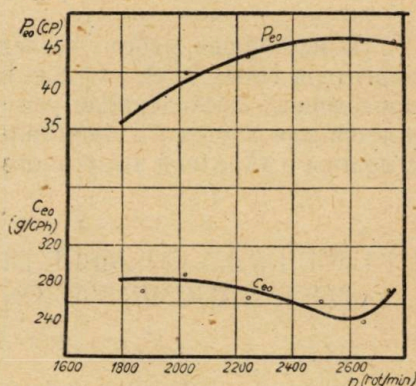


Fig. 5. Diagrama caracteristicii de viteză pentru chiulasă nr. 3.

În cadrul lucrării în diagrama din fig. 5 este dată caracteristica de viteză pentru un avans de 12°, stabilită în cazul încercărilor preliminare ale motorului.

S-a obținut o putere efectivă de 47 CP_e și un consum minim de combustibil de 240 g/CP_e.h, rezultă astfel o creștere de putere medie de 10% și o scădere a consumului specific de combustibil de 20%.

Este de remarcat că înainte de defectarea survenită la începutul încercărilor chiulasei nr. 3 după caracteristica de avans s-a obținut o putere efectivă de 48 CP_e.

CONCLUZII

1. Ridicarea raportului de comprimare de la 5,49 la 5,8 (valoare medie) este posibilă cu modificarea construcției camerei de ardere în vederea obținerii unei răcirii mai bune a supapei de evacuare.

2. Prin reducerea la minimum a distanței dintre supapa de evacuare și chiulasă, cazul chiulasei nr. 3 se pot obține indici tehnico-economici sensibil

mai ridicată decât în cazul construcției normale și a construcției modificate a chiulasei nr. 2.

3. Este necesar să se verifice construcția arborelui motor dacă este suficient de rigidă pentru solicitările ridicate în urma creșterii presiunilor ciclului ca urmare a ridicării raportului de comprimare. Este posibil ca defectările survenite să aibă drept cauză presiunile mărite ale ciclului în urma ridicării raportului de comprimare. Menționăm că raportul de comprimare, $\epsilon = 5,49$ de la chiulasa nemodificată este mai mare decât acel normal de 5,3.

ИССЛЕДОВАНИЕ КАМЕРЫ СГОРАНИЯ ДВИГАТЕЛЯ ИМБ 1958 С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ СТЕПЕНИ СЖАТИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе исследуются три корпуса разной конструкции двигателя ИМБ 1958, с целью повышения степени сжатия. На основании проведенных исследований установлено, что наилучшие результаты получаются для корпуса с минимальным расстоянием между стенкой камеры сгорания и тарелкой выпускного клапана.

L'ETUDE DE LA CHAMBRE DE COMBUSTION DU MOTEUR IMB 1958 POUR L'AUGMENTATION DU RAPPORT DE COMPRESSION

(RESUME)

On a essayé 2 culasses de type différent (où l'on a réduit au minimum la distance entre la culasse et la tête de la soupape d'évacuation) pour établir la possibilité d'augmenter le rapport de compression du moteur.

Les essais ont démontré qu'on obtient des résultats optima en utilisant une culasse à laquelle on a réduit au minimum la distance entre le paroi de la chambre de combustion et la tête de la soupape d'émission.

BIBLIOGRAFIE

1. Orlin A. S., *Motoare cu ardere internă*, Ed. Academia R.P.R. 1955 Vol. I pag. 94.
2. Bănărescu M., *Motoare cu ardere internă*, Vol. I pag. 285.

STUDIU ASUPRA UTILIZĂRII GAZULUI DE FURNAL ÎN TURBINELE CU GAZE

DE
VLADEA I.

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

I. GENERALITAȚI

Deși gazul de furnal este categorisit printre cele mai sărace gaze combustibile al căror transport nu este rentabil decât la distanțe foarte mici (în interiorul uzinei siderurgice), totuși, cantitatea mare de gaz produsă simultan cu producția de fontă face ca acest gaz să devină interesant în balanța energetică. Într-adevăr, la o producție anuală de fontă de 2 milioane de tone, producția de gaz de furnal purificat reprezintă $6,8 \cdot 10^9$ Nm³/an, adică circa $6,5 \cdot 10^9$ Mcal/an. Transformată în combustibil convențional, această producție reprezintă circa 930 000 tone/an. Dacă transformarea energiei termice s-ar face cu un randament de 30%, din ea s-ar obține energia electrică anuală de circa 2 270 000 000 kWh, ceea ce la un preț de producție de 0,19 lei/kWh este echivalent cu circa 431 milioane lei.

În sistemele actuale de producere a fontei în furnale, circa 33% din producția de gaz de furnal este utilizată pentru preîncălzirea aerului insuflat în furnal („vîntului”) în preîncălzitoarele regenerative de tip Cowper și circa 15% pentru antrenarea suflantelor de vînt, rămînînd disponibil pentru necesitățile tehnologice ale uzinei și pentru producerea de energie electrică liberă circa 52% din gazul de furnal purificat.

Ca bază de discuție, în cele de mai jos s-a luat un furnal de 700 m³, a cărui producție orară de fontă este de 38 tone. Deoarece în tabele entalpiile gazelor sînt raportate la 1 kmol, în cele ce urmează se va lua ca unitate de calcul 1 kmol, știind că 1 kmol = 22,414 Nm³.

În furnalul de mai sus se vor arde orar circa 36 tone de cocs metalurgic, care conține circa 75% carbon și 170 kmol gaz metan de Transilvania, care conține 97% CH₄. Furnalul produce orar circa 6 460 kmol gaz de furnal brut, din care, după curățirea de praf, mai rămîn circa 5 800 kmol/h. Acest gaz iese din epuratoarele de praf cu o temperatură de circa 300 °K și cu presiunea de circa 1,3 ata. Gazul are următoarea compoziție chimică medie, atunci cînd se arde cocs și gaz metan :

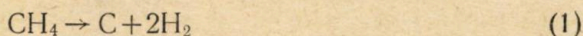
N₂ ... 58,8%, CO₂ ... 9,7%, CO ... 29,6%, CH₄ ... 0,2% și H₂ ... 1,7%, iar puterea sa calorifică inferioară este de 21 500 kcal/kmol. Cantitatea gazului de furnal brut produs orar va conține :

$N_2 \dots 3\,800 \text{ kmol/h}$, $CO \dots 1\,912 \text{ kmol/h}$, $CO_2 \dots 626 \text{ kmol/h}$, $H_2 \dots 110 \text{ kmol/h}$ și $CH_4 \dots 12 \text{ kmol/h}$.

Pentru funcționarea furnalului este necesar un debit de circa $4\,900 \text{ kmol/h}$ aer înсуflat (vînt), care se introduce în furnal cu temperatura de circa $1\,350 \text{ }^\circ\text{K}$ ($1\,077 \text{ }^\circ\text{C}$) și cu presiunea de circa $2,9\text{--}3,0 \text{ ata}$.

Dacă fonta produsă de furnal conține $3,4\%$ carbon, ea va fixa din combustibilul introdus în furnal circa $1\,300 \text{ kg}$ carbon. Restul de carbon, adică circa 29 tone se va regăsi în oxidul, bioxidul de carbon, precum și în puținul metan, care se produce.

Din aceste rezultate, reiese că gazul metan introdus în furnal arde în întregime, iar hidrogenul din gazul de furnal se datorește disocierii parțiale a vaporilor de apă. Dacă metanul s-ar disocia după reacția



acest lucru ar produce 340 kmol/h hidrogen, ceea ce nu se regăsește în gazul de furnal. De altfel reacția din formula (1) este foarte puternic endotermică și nu se produce decît la temperaturi ridicate (circa $2\,500 \text{ }^\circ\text{K}$). Ea ar răci foarte mult masa aflată în etalajul furnalului.

Este mai probabilă arderea unei părți din gazul metan și a disocierii restului în prezența vaporilor de apă, conform reacției



care produce însă și mai mult hidrogen. Acesta însă urmează să ardă din nou, pentru a se reveni la cota de hidrogen măsurată în gazul de furnal. Deși reacția (2) este puternic endotermică, totuși pierderea de căldură datorită acestei reacții va fi compensată prin cîștigul dat de arderea unei părți din hidrogen.

Rezultă din cele de mai sus că reacțiile din furnal sînt cu mult mai complexe, unele avînd caracter endotermic, dar cele mai multe au un caracter exotermic, astfel că pînă la urmă întreaga masă din etalaj și creuzet este adusă la circa $1\,500 \dots 1\,800 \text{ }^\circ\text{C}$.

În cele ce urmează vor fi examinate trei soluții de utilizare a energiei conținută în gazele de furnal, astfel încît să se asigure aprovizionarea furnalului cu vînt de 3 ata și $1\,350 \text{ }^\circ\text{K}$, precum și producerea de energie electrică liberă.

a) Soluția „clasică” în care vîntul este produs de o suflantă antrenată de o turbină cu abur și este încălzit în Cowper cu gaz de furnal și gaz metan pînă la $1\,400 \text{ }^\circ\text{K}$ (50° se admit în plus pentru acoperirea pierderilor prin transport), iar restul de gaz de furnal produce aburul necesar turbinei pentru antrenarea suflantei și turbinelor generatoarelor electrice, care produc energia electrică liberă.

b) Soluția în care gazul de furnal este utilizat parțial într-un agregat de turbină cu gaze cu una sau cu două axe, care produce vîntul comprimat și parțial preîncălzit, precum și energie electrică liberă. Restul preîncălzirii vîntului se face în Cowper de dimensiune mai mică.

c) Soluția de la punctul b) în care însă preîncălzirea finală a vîntului se face într-o cameră de ardere, în care se arde gaz metan (altul decît cel înсуflat direct în furnal).

2. SOLUȚIA „CLASICĂ“

În cadrul acestei soluții se admite că încălzirea vîntului în Cowpere se face cu 95 % gaz de furnal și 5 % gaz metan (procentele sînt volumetrice). Debitul orar de vînt este de 4 900 kmol/h și va fi comprimat la 3,2 ata pentru acoperirea pierderilor și preîncălzit la 1 400 °K ($I = 10\,525,5$ kcal/kmol). Aerul este aspirat la 288 °K și la 1 ata.

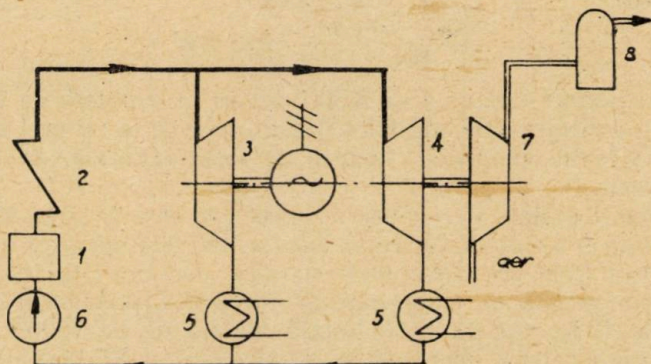


Fig. 1. Schema centralei cu gaz de furnal cu abur :

1 – cazan ; 2 – supraincălzitor ; 3 – turbină de forță ; 4 – turbină pen suflantă ;
5 – condensatoare ; 6 – pompă ; 7 – suflantă ; 8 – comper.

Prin comprimare, entalpia aerului crește la 2 935,4 kcal/kmol deci temperatura sa la 421,3 °K, dacă se admite un randament adiabatic pentru suflantă de 85 %. Pentru un randament mecanic al suflantei de 98 %, se obține puterea necesară antrenării suflantei

$$N_c = 4\,900 \cdot \frac{2\,935,4 - 2\,000,0}{8\,600 \cdot 0,98} = 5\,435 \text{ kW}$$

Dacă randamentul total al turbinei de antrenare a suflantei inclusiv producerea abutului este de 22 %, consumul de gaz de furnal în acest scop va fi

$$\frac{5\,435 \cdot 860}{0,22 \cdot 21\,500} = 988,2 \text{ kmol/h}$$

Se admite că vîntul suferă de la suflantă la Cowpere o scădere de temperatură de 6,3°, deci ajunge aici cu 415 °K sau cu entalpia de 2 890,8 kcal/kmol. Pentru încălzirea pînă la 1 400 °K, cu un randament al Cowperului de 80 %, este necesară căldura

$$\frac{4\,900 \cdot (10\,523,5 - 2\,890,8)}{0,8} = 46\,750\,900 \text{ kcal/h}$$

care corespunde la un consum de 1 482 kmol/h gaz de furnal și 78 kmol/h gaz metan.

Dacă se mai admite un consum de gaz de furnal de 2 000 kmol/h pentru scopurile tehnologice ale uzinei (laminoare, cuptoare Siemens-Martin etc.), rămâne pentru producerea de energie electrică liberă

$$5\,800 - (2\,000 + 1\,482 + 988) = 1\,330 \text{ kmol/h}$$

Dacă randamentul producerii de energie electrică (inclusiv al producerii aburului în cazane) se admite de 20%, se obține din acest gaz de furnal o putere electrică

$$\frac{1\,330 \cdot 21\,500 \cdot 0,2}{860} = 7\,813 \text{ kW}$$

La o funcționare continuă de 8 500 ore/an la o putere de 7 100 kW se produce energia electrică 59 500 000 kWh/an, ceea ce la un preț de producere de 0,19 lei/kWh din centralele termice de forță normală, dă un venit de 11 305 000 lei/an.

Costul unei instalații energetice de acest gen este de circa 45 000 000 lei inclusiv clădirea și turnul de răcire, la care se mai adaugă circa 21 000 000 lei pentru cele trei Cowpere aferente furnalului, deci în total 66 000 000 lei. Dacă se admite o cotă de amortizare și întrețineri, precum și cheltuieli de exploatare, de 15%, rezultă o cheltuială anuală de 9 900 000 lei/an. Prin urmare, energia electrică liberă dă un venit net de 1 405 000 lei/an, ceea ce degravează prețul fontei produse (325 000 tone/an) cu 4,32 lei/tonă.

Soluția aceasta mai cere un debit de apă proaspătă pentru răcirea condensatorului de circa 170 m³/h, dacă se admite pierderea de apă prin turnul de răcire de 5% prin evaporare și antrenare.

În această soluție nu se poate utiliza surplusul de presiune a gazului de furnal.

3. TURBINA CU GAZE CU INCALZIREA VINTULUI ÎN COWPERE

α. Turbina cu o singură axă (fig. 2)

Pentru a asigura o mare siguranță în funcționare, se va admite că pentru furnal se vor dispune două agregate de acest gen, fiecare putând însă, în caz de necesitate, să asigure singur alimentarea furnalului cu vîntul integral, prin micșorarea energiei electrice produse și prin majorarea gazului de furnal ars în Cowpere.

Calcululele ce urmează vor fi efectuate însă ca și cînd ar fi un singur agregat pentru tot debitul de gaz disponibil și bineînțeles pentru tot vîntul produs.

Debitul de gaz disponibil pentru toate operațiile din agregat, inclusiv încălzirea în Cowpere este de 3 800 kmol/h, iar vîntul va fi și acum de 4 900 kmol/h. Compresorul de aer al agregatului comprimă acum debitul

$$L = L_1 + 4\,900 \text{ kmol/h} \quad (3)$$

unde L_1 este debitul de aer necesar circuitului intern al agregatului. Prin compresorul cu gaz de furnal va trece debitul

$$G = 3\,800 - G' \text{ kmol/h} \quad (4)$$

unde G' este debitul de gaz necesar încălzirii Cowperelor.

Și în acest caz aerul are starea : $T_1=288^\circ\text{K}$, $P_1=1$ ata și $I_1=2\,000$ kcal/kmol, iar după comprimare va avea $T_2=421,3^\circ\text{K}$, $P_2=3,2$ ata și $I_2=2\,935,4$ kcal/kmol. Puterea necesară antrenării compresorului de aer este prin urmare

$$N_{\text{aer}}=1,099 \text{ L kW} \quad (5)$$

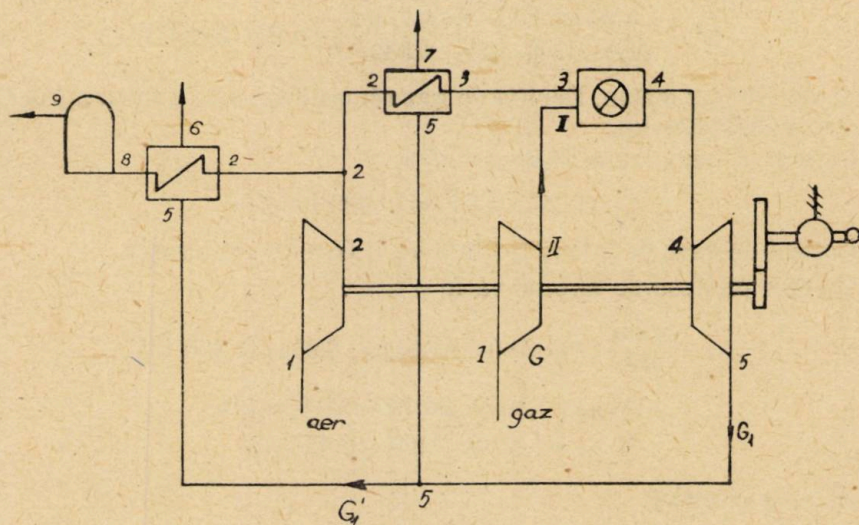


Fig. 2. Schema agregatului de turbină cu gaze cu o axă și cu Cowper.

Gazul de furnal intră în compresor cu : $T_I=300^\circ\text{K}$, $P_I=1,3$ ata și $I_I=2\,084,6$ kcal/kmol și iese din compresor cu : $T_{II}=403,7^\circ\text{K}$, $P_{II}=3,2$ ata și $I_{II}=2\,811,0$ kcal/kmol. Puterea necesară antrenării acestui compresor este

$$N_{c\text{gaz}}=0,8619 \text{ G} \quad (6)$$

După comprimare, se desparte din curentul principal de aer debitul de 4 900 kmol/h, care trece prin recuperatorul propriu de căldură, unde temperatura lui crește pînă la

$$T_8=T_5-50^\circ\text{K}$$

Restul de aer trece în alt recuperator de căldură, unde temperatura sa crește pînă la $T_3=T_5-120^\circ\text{K}$. Presiunea aerului în acest recuperator scade la $P_3=\varphi_1 \cdot P_2$ unde $\varphi_1 \approx 0,97$ reprezintă coeficientul de pierderi hidraulice.

În camera de ardere intră L_1 aer și G gaz de furnal și produc împreună 0,844 G+ L_1 gaze de ardere, deoarece arderea gazului de furnal se produce cu contracție volumetrică. La ieșirea din camera de ardere, gazele vor avea temperatura $T_4=1\,050^\circ\text{K}$ (777°C), admisă, deci $I_4=7\,663,9$ kcal/kmol.

Debitul de aer L_1 este dat de relația

$$L_1=G \cdot \frac{H_f \cdot \eta_b + I_{II} - 0,844 \cdot I_4}{I_4 - I_3} \quad (7)$$

Prin destinderea gazelor în turbină pînă la presiunea $P_5 = P_1 \cdot \varphi_3$, se obține temperatura $T_5 = 838,8^\circ\text{K}$ și $I_5 = 6\,014,8$ kcal/kmol. Cu această valoare a lui T_5 se obține: $T_8 = 789,8^\circ\text{K}$ și $T_3 = 719,8^\circ\text{K}$, deci $I_8 = 5\,630,6$ kcal/kmol și $I_3 = 5\,102,4$ kcal/kmol.

Debitul de gaz necesar încălzirii Cowper-elor va fi

$$G' = \frac{4\,900 (10\,523,5 - 5\,630,6) \cdot 0,95}{(0,95 \cdot 21\,500 + 0,05 \cdot 190\,520) \cdot 0,8} = 951 \text{ kmol/h}$$

și 57,2 kmol/h gaz metan. Debitul de gaz rămas disponibil pentru agregat va fi deci $G = 2\,849$ kmol/h.

Debitul de aer necesar agregatului va fi

$$L_1 = 6\,202 \cdot 2\,849 = 19\,290 \text{ kmol/h}$$

Debitul de gaze de ardere rezultat va fi $G_1 = 21\,494$ kmol/h.

Puterea produsă de turbină va fi

$$N_t = \frac{21\,494}{860} (7\,663 \cdot 9 - 6\,014,8) \cdot 0,98 = 40\,400 \text{ kW}$$

$$N_{c\text{ aer}} = 1,1099 \cdot 24\,190 = 26\,850 \text{ kW}$$

$$N_{c\text{ gaz}} = 0,8619 \cdot 2\,849 = 2\,455 \text{ kW}$$

Puterea electrică

$$N_e = (40\,400 - 26\,850 - 2\,455) \cdot 0,98 = 10\,870 \text{ kW}$$

Timp de 8 500 h/an cu puterea de 9 790 kW se va produce energia 83 200 000 kWh, deci circa 15 800 000 lei.

Agregatul costă circa 3 000 lei/kW, unde puterea este cea electrică, deci costul fără clădire este de circa 44 000 000 lei. Dacă se mai adaugă clădirea și Cowperele se ajunge la 64 000 000 lei. Amortizarea, întreținerea și exploatarea dau o cheltuială de 9 600 000 lei/an, ceea ce dă un venit net de 6 200 000 lei/an, sau o degrevare a prețului fontei de 19 lei/tonă.

Această soluție nu necesită apă de răcire în sistemul energetic și utilizează integral parametrii inițiali ai gazului de furnal.

3. Turbina cu două axe

Se alege pentru aer: $\sigma_1 = 3,2$ și $\sigma_2 = 2,5$, iar pentru gazul de furnal $\sigma_1 = 2,4615$ și $\sigma_{II} = 2,5$. Celelalte mărimi inițiale sînt identice cu cele de la agregatul cu o singură axă. Se obține:

$T_2 = 421,3^\circ\text{K}$ și $I_2 = 2\,935,4$ kcal/kmol, $T_{II} = 403,7^\circ\text{K}$ și $I_{II} = 2\,811,0$ kcal/kmol, $T_3 = 320^\circ\text{K}$ și $I_3 = 2\,224,6$ kcal/kmol, $P_4 = \sigma_2 \cdot P_3 = \varphi_1 \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot P_1$, $I_4 = I_{IV} = 3\,014,2$ kcal/kmol și $T_4 = 432,4^\circ\text{K}$, $T_5 = 1\,050^\circ\text{K}$ și $I_6 = 7\,663,9$ kcal/kmol, $T_7 = 878,2^\circ\text{K}$ și $I_7 = 6\,311,0$ kcal/kmol, $T_9 = 808,8^\circ\text{K}$ și $I_9 = 5\,775,4$ kcal/kmol, $T_5 = 688,8^\circ\text{K}$ și $I_5 = 4\,870,3$ kcal/kmol, $T_{12} = 758,8^\circ\text{K}$ și $I_{12} = 5\,396,7$ kcal/kmol, $T_{II} = 421,3 + 40 = 461,3^\circ\text{K}$ și $I_{II} = 3\,218,9$ kcal/kmol.

Gazul consumat pentru încălzirea vîntului în Cowpere este

$$G' = \frac{4\,900 (10\,523,5 - 5\,396,7) \cdot 0,95}{23\,960} = 976 \text{ kmol/h}$$

Pentru agregat mai rămîne gazul $G = 3\,800 - 976 = 2\,824 \text{ kmol/h}$

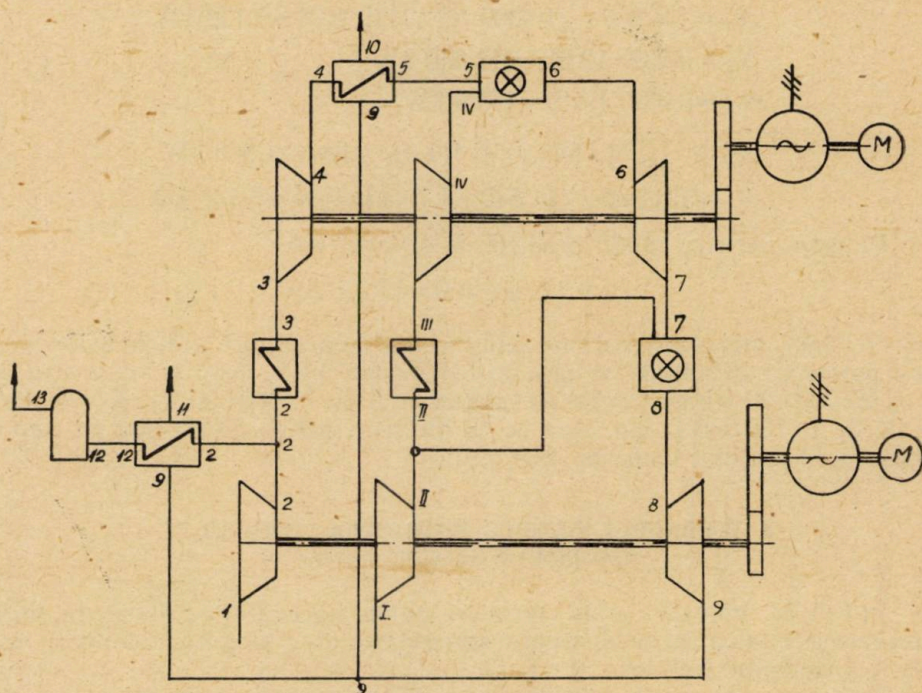


Fig. 3. Schema agregatului de turbină cu gaze cu două axe-și cu Cowper.

Gazul consumat în camera de ardere de presiune înaltă va fi

$$G'' = 2\,824.$$

$$= \frac{21\,000 + 2\,811,0 - 0,844 \cdot 7\,663,9}{(21\,000 + 3\,014,2 - 0,844 \cdot 7\,663,9) \cdot \frac{7\,663,9 - 6\,311,0}{7\,663,9 - 4\,870,3} + 21\,000 + [2\,811,0 - 0,844 \cdot 6\,311,0]} = 2\,824 \cdot \frac{17\,343}{17\,546 \cdot 0,485 + 18\,484} = 1\,819 \text{ kmol/h}$$

$$G' = 2\,824 - 1\,819 = 1\,005 \text{ kmol/h}$$

$$L_1 = 1\,819 \cdot \frac{21\,000 + 4\,870,3 - 6\,468,3}{7\,663,9 - 4\,870,3} = 6,95 \cdot 1\,819 = 12\,610 \text{ kmol/h}$$

$$L = 12\,610 + 4\,900 = 17\,510 \text{ kmol/h.}$$

Debitul de gaze de ardere este $G_1 = 0,844 G + L_1 = 14\,345$ kmol/h

$$N_{1c} = 1,1099 \cdot 17\,510 = 19\,300 \text{ kW}$$

$$N_{1e} = 0,8619 \cdot 2\,824 = 2\,434 \text{ kW}$$

$$N_{1t} = \frac{14\,345}{860} \cdot (7\,663,9 \cdot 5\,775,4) \cdot 0,98 = 30\,850 \text{ kW}$$

$$N_{1e} = [30\,850 - (19\,300 + 2\,434)] \cdot 0,98 = 9\,120 \text{ kW}$$

$$N_{2c} = 0,939 \cdot 12\,610 = 11\,840 \text{ kW}$$

$$N_{11c} = 0,939 \cdot 1\,819 = 1\,700 \text{ kW}$$

$$N_{2t} = \frac{14\,140}{860} (7\,663,9 - 6\,311,0) \cdot 0,98 = 21\,800 \text{ kW}$$

$$N_{2e} = [21\,800 - (11\,840 + 1\,700)] \cdot 0,98 = 8\,100 \text{ kW}$$

Puterea electrică totală produsă de agregat este

$$N_e = 9\,120 + 8\,100 = 17\,220 \text{ kW}$$

deci cu 58,8% mai mare decît în cazul turbinei cu o singură axă. În 8 500 h/an cu o putere de 15 500 kW se produc 131 750 000 kWh, deci un venit brut de circa 25 000 000 lei/an. Costul instalației ar fi de 71 660 000 lei, deci o cheltuială de 10 750 000 lei/an, ceea ce dă un venit net de 14 250 000 lei, sau o degrevare a prețului fontei de 43,9 lei/t.

4. TURBINA CU GAZE CU INCALZIREA VINTULUI ÎN CAMERA DE ARDERE (fig. 4)

În cele ce urmează, se va considera numai agregatul cu două axe, dată fiind superioritatea lui netă asupra agregatului cu o singură axă, lucru dovedit în exemplul anterior.

Acum însă, încălzirea vîntului se face parțial în schimbătorul de căldură, iar mai departe în camera de ardere specială, unde se arde gaz metan cu compoziția :

$$\text{CH}_4 \dots 97\%, \text{N}_2 \dots 2,5\%, \text{O}_2 \dots 0,5\%$$

și cu puterea calorifică molară inferioară de 190 500 kcal/kmol.

În acest gaz, gazele de ardere vor fi încălzite în camera de ardere de presiune joasă a agregatului pînă la 1 100 °K, în loc de 1 050 °K, cît s-a admis în exemplul precedent. Debitul de gaz aflat acum la dispoziția agregatului va fi de 3 800 kmol/h. În consecință, se vor afla următoarele valori :

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= 3,2; \sigma_2 = 2,5; I_1 = 2,4615; I_{11} = 2,5; I_1 = 2\,000 \text{ kcal/kmol}; I_2 = \\ &= 2\,935,4; I_{11} = 2\,811,0; T_3 = 320 \text{ °K}; I_3 = 2\,244,6; I_4 = I_{IV} = 3\,014,2; T_5 = \\ &= 1\,050 \text{ °K}; I_6 = 7\,663,9; T_8 = 1\,100 \text{ °K}; I_8 = 8\,063,5; T_7 = 878,2 \text{ °K}; I_7 = \\ &= 6\,311,0; T_9 = 857,8 \text{ °K}; I_9 = 6\,151,3; T_5 = 737,8 \text{ °K}; I_5 = 5\,238,2; T_{12} = \\ &= 807,8 \text{ °K}; I_{12} = 807,8 \text{ °K}; I_{12} = 5\,770,4; T_{11} = 421,3 + 40 = 461,3 \text{ °K}; I_{11} = \\ &= 3\,218,9 \text{ kcal/kmol}. \end{aligned}$$

$$G'' = 2\,070 \text{ kmol/h}$$

$$L_1 = 15\,000 \text{ kmol/h}$$

$$G' = 3\,800 - 2\,070 = 1\,730 \text{ kmol/h}$$

$$L = 15\,000 + 4\,900 = 19\,900 \text{ kmol/h}$$

$$N_{lc} = 1,1099 \cdot 19\,900 = 22\,050 \text{ kW}$$

$$N_{lc} = 0,8619 \cdot 3\,800 = 3\,270 \text{ kW}$$

$$N_{lt} = 39\,700 \text{ kW}, \quad N_{le} = 14\,100 \text{ kW}$$

$$N_{2c} = 0,939 \cdot 15\,000 = 14\,090 \text{ kW}$$

$$N_{lle} = 0,939 \cdot 2\,070 = 1\,940 \text{ kW}$$

$$N_{2t} = 25\,850 \text{ kW}, \quad N_{2e} = 9\,610 \text{ kW}, \text{ deci } N_e = 23\,710 \text{ kW}$$

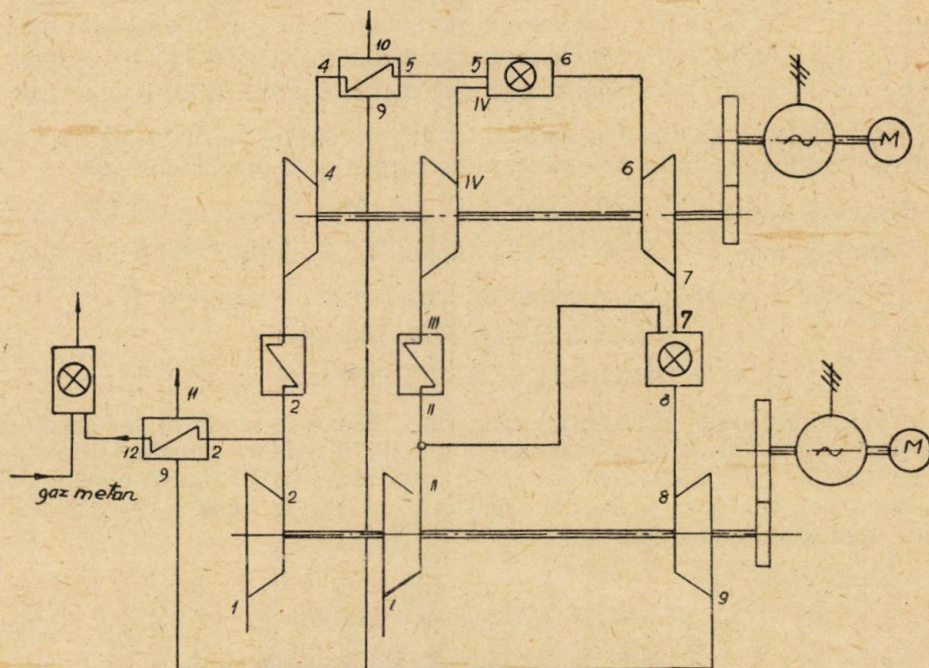


Fig. 4. Schema agregatului de turbină cu gaze cu două axe și cu cameră de ardere pentru încălzirea vîntului prin ardere de gaz metan.

Pentru încălzirea vîntului este necesar gazul metan :

$$\begin{aligned} \text{Dacă } T_{13} &= 1\,000 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,005 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \\ &= 1\,100 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,012 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \\ &= 1\,200 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,016 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \\ &= 1\,300 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,021 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \\ &= 1\,400 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,025 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \\ &= 1\,500 \text{ }^\circ\text{K} \dots 0,029 \text{ kmol/kmol (gaz metan/aer)} \end{aligned}$$

Acest gaz metan consumă prin ardere stoichiometrică 1,935 kmol/kmol oxigen de fiecare kmol de gaz metan ars, sau 9,214 kmol/kmol aer. Pentru a

păstra proporția de oxigen în amestec va trebui deci să se adauge de fiecare kmol de gaz metan ars oxigenul corespunzător în vîntul insuflat în furnal, adică : 0,010 352 ; 0,023 962 ; 0,032 121 ; 0,040 350 ; 0,049 246 ; 0,057 953 kmol/kmol aer insuflat.

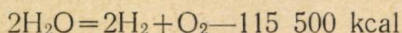
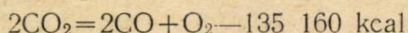
Prin urmare, pentru a obține 4 900 kmol/h vînt insuflat în furnal este necesar :

La $T_{13} = 1\,000\text{ }^{\circ}\text{K}$... 26,487 kmol/h gaz metan și 50,760 kmol/h oxigen
 $= 1\,100\text{ }^{\circ}\text{K}$... 61,613 kmol/h gaz metan și 117,414 kmol/h oxigen
 $= 1\,200\text{ }^{\circ}\text{K}$... 83,953 kmol/h gaz metan și 157,393 kmol/h oxigen
 $= 1\,300\text{ }^{\circ}\text{K}$... 107,052 kmol/h gaz metan și 197,715 kmol/h oxigen
 $= 1\,400\text{ }^{\circ}\text{K}$... 130,846 kmol/h gaz metan și 241,305 kmol/h oxigen
 $= 1\,500\text{ }^{\circ}\text{K}$... 155,259 kmol/h gaz metan și 283,970 kmol/h oxigen

Prin arderea acestui gaz metan, vîntul va conține pe lângă azot și oxigen și următoarele cantități de bioxid de carbon și de vapori de apă :

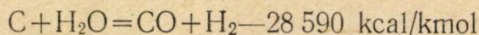
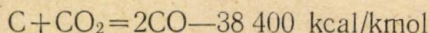
Bioxid de carbon ... 25,7 ; 59,8 ; 81,5 ; 103,9 ; 127,0 ; 150,9 kmol/h
 Vapori de apă ... 51,4 ; 119,6 ; 163,0 ; 207,8 ; 254,0 ; 301,8 kmol/h.

Disocierea acestor componente ale vîntului după schemele :



este puțin probabilă în cantități mai mari, deoarece chiar la temperatura maximă de $2\,000\text{ }^{\circ}\text{K}$, cit se poate stabili în zona de oxidare, constanta de echilibru este de 0,016 89 pentru vaporii de apă și de 0,037 pentru bioxidul de carbon, ceea ce aduce o disociere posibilă de 3% la vaporii de apă și de 11% la bioxidul de carbon.

Disocierile după schemele



pot avea loc în proporție de 100% chiar și la temperaturi mai mici în zona de reducere a furnalului. Dacă se consideră că în furnal au loc ambele feluri de disocieri în proporția amintită, aceste disocieri vor aduce cu sine o scădere a temperaturii de :

La $1\,000\text{ }^{\circ}\text{K}$... 60°	$1\,300\text{ }^{\circ}\text{K}$... 240°
$1\,100\text{ }^{\circ}\text{K}$... 120°	$1\,400\text{ }^{\circ}\text{K}$... 300°
$1\,200\text{ }^{\circ}\text{K}$... 180°	$1\,500\text{ }^{\circ}\text{K}$... 360°

Scăderea de temperatură este deci practic liniară. Prin preîncălzirea aerului insuflat pînă la $1\,400\text{ }^{\circ}\text{K}$ se obține în furnal totuși o temperatură minimă de $1\,100\text{ }^{\circ}\text{K}$, ($827\text{ }^{\circ}\text{C}$), temperatură cu care se lucrează astăzi în mod obișnuit în furnale. Este probabil, însă, că în zona de oxidare și chiar în zona de reducere a furnalului au loc și reacții exotermice de compunere, căci

altfel nu s-ar putea explica proporția relativ mică de hidrogen care apare în gazele de furnal, chiar atunci când se insuflă concomitent cu aerul curat preîncălzit și gaz metan, așa cum se procedează astăzi la noi. Aceste reacții exotermice, chiar în proporție de circa 10... 15% ar aduce o ameliorare simțitoare în scăderea de temperatură.

În cartea „Furnale” de Pohvisnev și colaboratorii, la pag. 246, se spune că introducerea de vapori de apă în furnal este favorabilă reducerilor, prin hidrogenul produs la disocierea vaporilor de apă. Nu se amintește însă nimic despre bioxidul de carbon. Tot în această carte se arată că, având în vedere temperaturile mereu crescînde ale aerului insuflat în furnal, ceea ce are ca urmare o accelerare a reacțiilor din zona de oxidare și deci o micșorare a extinderii ei în spațiu, vor fi necesare și măsuri contrarii care să mărească extinderea acestei zone, lucru care se produce indirect și prin metoda descrisă mai sus.

Avînd în vedere avantajele economice pe care le poate da această metodă, încercarea ei la un furnal existent, deci care posedă și Cowpere, ca o dublură a acestora este cit se poate de indicată. Numai cercetările experimentale pot da un certificat concludent acestei metode, cu atît mai mult cu cît la temperaturi nu prea mari, diferența dintre temperatura de insuflare și cea de intrare în furnal este destul de mică, chiar în acest caz foarte defavorabil (la 1 100 °K se obține totuși o temperatură de circa 1 000 °K).

Agregatul are o putere electrică instalată de 23 710 kW, deci la funcționare anuală de 8 500 ore, numai cu 21 000 kW, el va produce o energie de 178 500 000 kWh/an, deci un venit brut de 33 915 000 lei/an. Costul instalației, inclusiv camera suplimentară de ardere pentru preîncălzirea vîntului și fabrica de oxigen necesară va fi de circa 86 000 000 lei, ceea ce dă o cheltuială anuală de 12 000 000 lei, sau un venit net pentru un singur furnal de 700 m³ de circa 22 000 000 lei/an, sau o reducere a prețului de cost al fontei cu circa 66,50 lei/tonă.

Dacă această soluție s-ar aplica la trei furnale de 1 000 m³ fiecare, venitul net anual ar fi față de soluția „clasică” de circa 88 300 000 lei. De aici se vede că această soluție este atrăgătoare și nu poate fi tratată cu ușurință.

Chiar soluția preconizată la punctul 3 β, aplicată la trei furnale de 1 000 m³, ar da un venit suplimentar față de soluția clasică de circa 55 000 000 lei/an sau de 1 100 apartamente anual.

ОБ ИЗУЧЕНИИ ЦЕЛЕСООБРАЗНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ДОМЕННОГО ГАЗА

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается использование доменного газа для производства электрической энергии и сжатого воздуха, нагретого до температуры необходимой для доменной печи, в одном агрегате состоящем из газовой турбины с двумя осями (низкое и высокое давление) с вспомогательной камерой сгорания для нагревания воздуха, необходимого в доменной печи.

Агрегат поставляет технологический воздух при постоянной температуре, что значительно уменьшает опасность образования козлов в доменной печи. Кроме того получается гораздо больше электроэнергии чем в случае паровой турбины и воздухоудвки с нагреванием воздуха в »Cowper-e«, удешевляя производство чугуна в печи приблизительно на 30 лей/т., по сравнению с классическим решением.

ETUDE SUR L'UTILISATION RATIONNELLE DU GAZ DU HAUT FOURNEAU (RESUME)

On étudie l'utilisation rationnelle du gaz du haut fourneau pour la production de l'énergie électrique et de l'air comprimé et reheuffé jusqu'à la température nécessaire à l'alimentation du fourneau dans un seul agrégat. Cet agrégat est formé d'une turbine à gaz à 2 axes (basse et haute pression) et d'une chambre de combustion auxiliaire pour le reheuffement de l'air.

L'agrégat fournit l'air tehnologique à température constante ce qui empêche la formation du blocage dans le fourneau.

Grâce à cette solution on produit plus d'énergie électrique que par la solution dite classique. Le prix de la fonte diminue de plus de 60 lei/t. Il faut expérimenter cette solution dans une station pilote, avant son application en pratique.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL FUNCȚIONĂRII ANGRENAJELOR ALE CĂROR PROFILE DE DINȚI NU SATISFAC LEGEA ANGRENĂRII

DE

FR. KOVACS și B. HOROVITZ

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. În cadrul lucrărilor efectuate de catedra de Tehnologie și Construcții de Mașini, în conformitate cu prevederile Convenției dintre MIG și IPT, s-au executat măsurători asupra preciziei de execuție a unor roți dințate care intră în construcția mașinilor unelte fabricate la Uzinele „Înfrățirea“ Oradea. S-au tras anumite concluzii asupra funcționării roților dințate, la care profilele dinților sînt executate cu anumite erori [3]. În cadrul studiului, s-a pus problema determinării liniei de angrenare pentru angrenarea unor profile, care abătîndu-se de la evolventă, nu mai sînt conjugate și deci nu satisfac legea angrenării, precum și a stabilirii în acest caz a variației raportului de transmitere a angrenajului.

2. Linia de angrenare se stabilește punct cu punct, ca locul geometric al punctelor de contact dintre 2 dinți, trasat în planul verigii fixe.

Punctele de contact posibile dintre profile sînt acelea la care, în poziția respectivă, normalele la cele 2 profile sînt suprapuse. Metodica de determinare a liniei de angrenare în aceste condiții este următoarea :

Se stabilește valoarea unghiului dintre normala într-un punct de pe profile și raza vectoare a punctului respectiv, la ambele profile.

La profilul în evolventă, determinarea se face pe baza relației :

$$\sin \beta_i = \cos \alpha_i = \frac{R_{b0}}{P_i}$$

unde : $R_{b0} = \frac{mz}{2} \cdot \cos \alpha_0$ este raza cercului de bază, α_0 fiind unghiul de flanc al sculei, care a generat dantura, iar R_i , este raza vectoare a punctului de contact (fig. 1).

Pentru profilele neevolventice, determinarea se face pe bază de măsurători, s-au prin calcule geometrice.

Se stabilesc astfel, diagrame $\beta_1 = f(R_{i2})$ și $\beta_2 = f(R_{i2})$. Se determină apoi, pentru anumite poziții ale profilului roții motoare, poziția punctului de contact dintre profile.

Alegându-se mai multe valori ipotetice pentru mărimea razei vectoare a punctului de contact a profilului de pe roata 1, se calculează razele vectoare ale punctelor de contact corespunzătoare de pe profilul celeilalte roți.

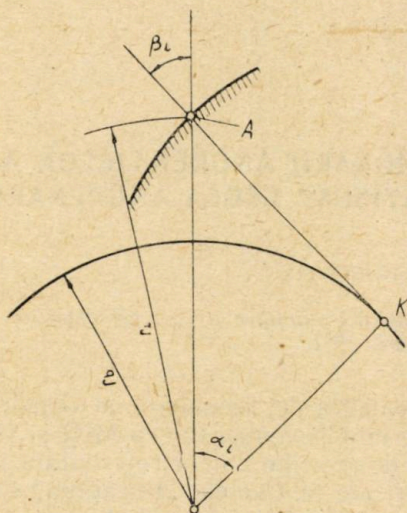


Fig. 1. Schema pentru determinarea unghiului β , la profile evolventice.

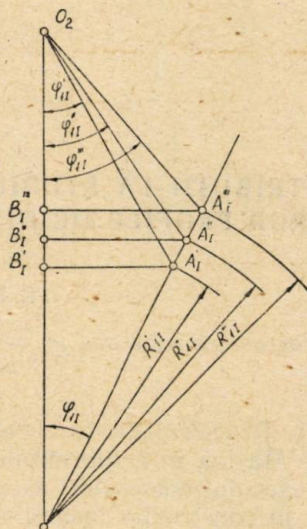


Fig. 2. Schema pentru calculul unghiurilor φ_2 și a razelor R_2 .

Se alege unghiul φ_{11} , care determină poziția I a razei vectoare a punctului de contact de pe roata 1. Se presupune că punctul de contact va fi în A_1' , A_1'' sau A_1''' , aflați la distanțele R_{11}' , R_{11}'' , R_{11}''' de punctul O_1 . Pentru că aceste puncte alese să fie punctele de contact, ele vor trebui să vină în atingere cu puncte de pe profilul dintelui de pe cealaltă roată, determinate de razele vectoare R_2 , R_{21}' și R_{21}'' , care fac cu direcția O_1O_2 , unghiurile φ_{21}' , φ_{21}'' și φ_{21}''' .

Mărimea acestor raze și unghiuri, se determină în modul următor :

$$\begin{aligned} \overline{A_1'B_1'} &= R_{11}' \sin \varphi_{11} \\ \overline{O_1B_1'} &= R_{11}' \cos \varphi_{11} \\ \operatorname{tg} \varphi_{21}' &= \frac{\overline{A_1'B_1'}}{\overline{O_1O_2} - \overline{O_1B_1'}} \\ R_{21}' &= \frac{\overline{A_1'B_1'}}{\sin \varphi_{21}'} \end{aligned} \quad (1)$$

Pentru celelalte puncte A_1'' și A_1''' , calculele se fac în același mod. Punctul de contact real, va fi acela, pentru care normala la profilul dintelui roții 1 va coincide ca direcție, cu normala la profilul roții 2. Pentru aceasta, este necesar ca ambele normale să facă același unghi cu direcția O_1O_2 .

Din fig. 3, se vede, că trebuie să existe egalitatea :

$$\beta_1 + \varphi_1 = \beta_2 - \varphi_2$$

Pentru determinarea poziției punctului de contact, se trasează în funcție de valorile R'_{11} , R''_{11} , R'''_{11} , variația mărimilor $\beta_1 + \varphi_1$ și $\beta_2 - \varphi_2$, calculate pe baza diagramelor și $\beta_1 = f(R_{12})$ și $\varphi_2 = f(R_{12})$ și pe baza relațiilor (1).

Se obțin 2 curbe, ale căror intersecție, ne dă în abscisă, mărimea R_{11} căutată a razei vectoare a punctului de contact. Cu această mărime și cu unghiul φ_{11} , poziția unui punct A_1 deci linia de angrenare este determinată.

Se repetă calculele pentru valori ale unghiului φ_{11} în domeniul $\pm \frac{360}{z_1}$ trasându-se astfel, punct cu punct, linia de angrenare.

3. Pentru a stabili variația raportului de transmisie în timpul angrenării unei perechi de flancuri, se pornește de la punctele liniei de angrenare stabilite (fig. 3).

Fie A , un punct anterior calculat al liniei de angrenare. Din fig. 5 reiese că :

$$i_{12} = \frac{\overline{O_1P}}{\overline{O_2P}} = \frac{\overline{O_1P}}{\overline{O_1O_2} - \overline{O_1P}} = \frac{R_1 \frac{\sin \beta_1}{\sin (\beta_1 + \varphi_1)}}{O_1O_2 - R_1 \frac{\sin \beta_1}{\sin (\beta_1 + \varphi_1)}} \quad (3)$$

Se calculează pentru fiecare punct anterior determinat raportul i_{12} . Se stabilesc timpii în care contactul se face în punctele respective. Se trasează curba $i_{12} = i_{12}(t)$.

4. Ca aplicație, s-a trasat linia de angrenare și diagramele de variație a raportului de transmisie, pentru un angrenaj, avînd roata conducătoare cu un profil de evolventă, iar roata condusă, un profil dintr-o linie dreaptă.

Datele roților $z_1 = 20$, $z_2 = 20$, $m = 2,5$ mm.

5. Metoda de față permite studiul cinematic al funcționării unor roți dințate, la care profilele dinților din cauza erorilor de execuție nu sînt profile conjugate și determinarea limitelor admisibile din punct de vedere cinematic al erorilor de profil.

Metoda se poate extinde și asupra studiului cinematicii unor mecanisme cu perechi cinematice superioare oarecare (spre exemplu mecanisme cu came etc.).

К ИССЛЕДОВАНИЮ РАБОТЫ НЕКОТОРЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, ПРОФИЛИ КОТОРЫХ НЕ ВЫПОЛНЯЮТ УСЛОВИЯ ЗАКОНА ЗАЦЕПЛЕНИЯ (РЕЗЮМЕ)

Исследуется зацепление некоторых профилей зубчатых колес, которые не будучи сопряжены, не выполняют условия закона зацепления, и устанавливается новый, простой графико-аналитический метод, для определения линии зацепления этих профилей, а также построения

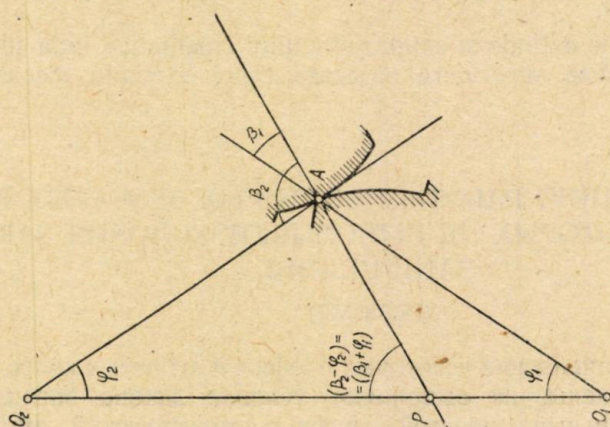


Fig. 3. Poziția reală a normalei comune.

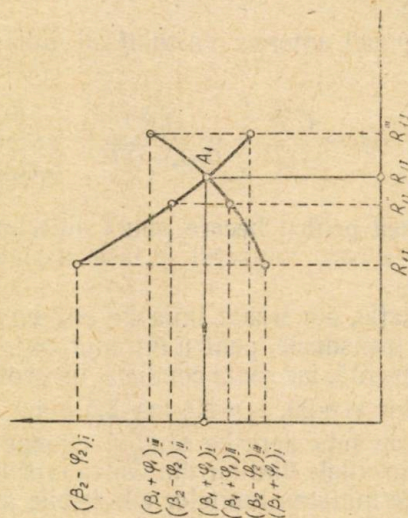


Fig. 4. Calculul grafic pentru determinarea punctului de contact real.

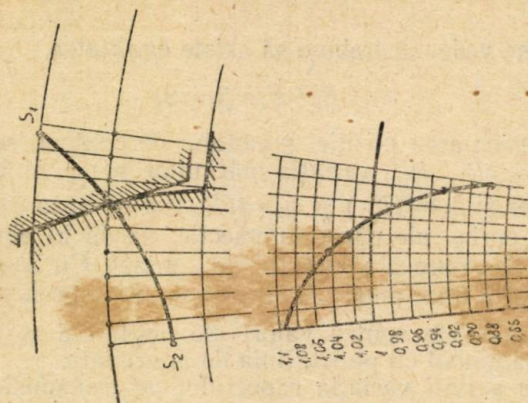


Fig. 5. Exemplu de determinarea liniei de angrenare și a diagramei de variație a raportului de transmitere.

диаграммы изменения передаточного числа зубчатых колес, с зубьями такого профиля.

Метод позволяет изучить работу зацеплений, зубья которых выполнены с ошибками и определить допустимые пределы ошибок в профиле, с кинетической точки зрения.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DU FONCTIONNEMENT DE CERTAINES ROUES DENTÉES À PROFILS QUI NE SATISFONT PAS LA LOI DE L'ENGRENEMENT

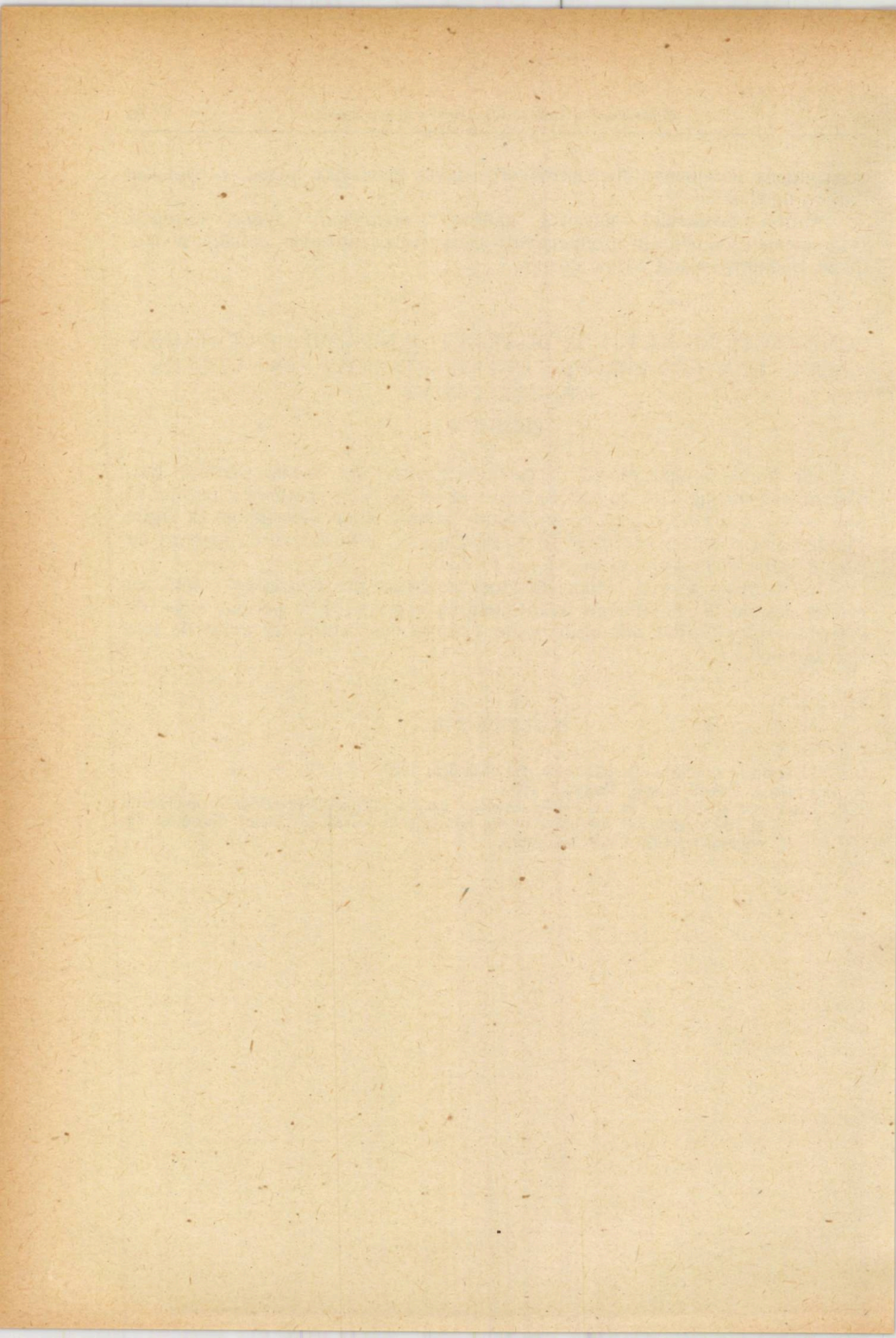
(RESUME)

On étudie l'engrènement de certains profils des roues dentées qui, n'étant pas conjuguées, ne satisfont pas la loi de l'engrènement; on établit une nouvelle méthode grapho-analytique simple pour déterminer la ligne d'engrènement de ces profils et la diagramme de la variation du rapport de transmission des roues dentées à ces profils.

La méthode permet l'étude du fonctionnement des engrenages dont les profils des dents sont usinés avec quelques erreurs; elle permet aussi de déterminer les limites admissibles des erreurs des profils du point de vue cinématique.

BIBLIOGRAFIE

1. B. Horovitz, Angrenaje cilindrice, Ed. Tehnică, 1959.
2. Acerkan, Detalii Mașin, Mașghiz, 1953.
3. F. Kovacs și colectivul, Unele concluzii asupra măsurării profilelor în evolveră la roți dințate ale mașinilor unelte fabricate la Infrățirea-Oradea. Sesiunea de comunicări 1960 I.P.T. Timișoara.



CONSIDERAȚIUNI ASUPRA DETERMINĂRII LIMITEI DE CURGERE LA ÎNCOVOIERE A OȚELURILOR, PE EPRUVETA DE SECȚIUNE CIRCULARĂ (PARTEA II-a)

DE

HAJDU IOSIF

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. GENERALITAȚI

1.1. În calculul de rezistență al pieselor din materiale tenace încărcate static, efortul unitar limită se stabilește în general în funcție de deformația plastică limită din punctul cel mai solicitat.

Pentru piesele supuse la întindere simplă, drept efort unitar limită, se consideră în general $\sigma_{0,2}$ corespunzător unei alungiri specifice plastice de 0,2%. Dacă capacitatea de deformare a materialului permite, iar variația dimensiunilor piesei este fără importanță, atunci efortul unitar limită se poate lua egal cu $\sigma_{0,5}$. În schimb la piesele de secțiune mare prelucrate din materiale cu o capacitate de deformare redusă, efortul unitar limită scade la $\sigma_{0,1}$ sau chiar $\sigma_{0,05}$.

Datorită repartiției uniforme a efortului unitar pe întreaga secțiune periculoasă a piesei solicitate la întindere, valoarea efortului unitar limită este dată de ordonata punctului din diagrama σ — ϵ a materialului, corespunzătoare alungirii specifice plastice de 0,2%.

La piesele solicitate la încovoiere, deformația plastică limită ce stă la baza calculului de rezistență nu mai afectează întreaga secțiune periculoasă ci numai zona fibrelor celor mai îndepărtate de axa neutră. În acest caz, efortul unitar limită nu mai este egal în valoare cu cel care se citește direct din diagrama σ — ϵ la întindere și ca urmare trebuie să se determine un efort unitar limită echivalent.

Această determinare se poate face cunoscând în prealabil repartiția reală a eforturilor unitare și a deformațiilor specifice pe întreaga secțiune periculoasă solicitată parțial plastic, pe baza căreia se calculează un moment încovoiător limită. Din valoarea acestui moment limită, efortul unitar limită echivalent se determină folosind formula încovoierii simple valabilă în domeniul elastic.

1.2. În cadrul primei părți a prezentei lucrări [1] s-au analizat cauzele care duc la limite de curgere la încovoiere superioare celor obținute la întindere și s-a făcut verificarea experimentală a repartiției eforturilor unitare reale în secțiunile epruvetelor cilindrice supuse la încovoiere elastico-plastică. Această verificare a confirmat ipoteza după care valoarea efortului unitar din fiecare punct al secțiunii este egală cu ordonata diagramei caracteristice la întindere-compresiune a materialului, corespunzătoare alungirii specifice din punctul considerat. Confirmarea s-a făcut atât în cazul oțelurilor cu o limită fizică de curgere cit și la cele lipsite de o asemenea limită. Prin aceasta s-a dovedit absența așa-numitului efect de sprijin al straturilor mai puțin solificate asupra dezvoltării deformațiilor plastice din straturile cele mai solificate.

Importanța practică a acestei constatări rezidă în faptul că determinarea efortului unitar limită echivalent la încovoiere se poate face exclusiv pe baza diagramei $\sigma-\epsilon$ a materialului obținut la încercarea de întindere și compresiune, putându-se deci renunța la încercarea de încovoiere cu măsurători de înaltă precizie care este mai greu de executat.

Prezentul referat cuprinde metoda determinării efortului unitar limită echivalent la încovoiere, la bare de secțiune circulară pe baza diagramei $\sigma-\epsilon$ a materialului la întindere.

2. PRINCIPIUL METODEI

Aceasta constă în esență din aplicarea succesivă a metodei de calcul grafo-analitice folosită în partea I-a a lucrării la verificarea legii de repartiție a eforturilor unitare reale pe înălțimea secțiunii epruvetelor cilindrice supuse la încovoiere [1].

În scopul simplificării calculelor se admite ipoteza că în zona deformațiilor plastice mici, diagrama $\sigma-\epsilon$ la compresiune a oțelurilor este echivalentă cu zona corespunzătoare a diagramei la întindere. Această ipoteză se confirmă cu suficientă precizie pentru nevoile practice la toate oțelurile cu excepția celor bogat aliate și călite [2]. În baza acestei ipoteze axa neutră trece permanent prin centrul de greutate al secțiunii circulare și ca urmare calculele se pot reduce numai la jumătatea secțiunii situate în zona întinsă.

Pentru a ilustra pe scurt metoda grafo-analitică propusă, se consideră o epruvetă cilindrică în stare de încovoiere pură încărcată cu cuplul M_1 — fig. 1 —. Variația alungirilor specifice pe înălțimea epruvetei este reprezentată de linia întreruptă, valoarea maximă din fibra extremă fiind notată cu ϵ_1 . Repartiția reală a eforturilor unitare σ_t este indicată de curba continuă. Aceasta reprezintă la o anumită scară prima parte a diagramei reale $\sigma-\epsilon$ la întindere a materialului, limitată superior de valoarea ϵ_1 a alungirii specifice maxime.

Valoarea momentului încovoiitor de încărcare este dată de relația :

$$M_1 = \int_A (\sigma_t \cdot dA) y \quad (1)$$

Notînd prin R raza secțiunii circulare și luînd în considerare ipotezele admise, integrala devine :

$$\begin{aligned} M_1 &= \int_A (\sigma_t \cdot dA) y = 2 \int_0^R \sigma_t \cdot b \cdot dy y = 2 \int_0^R \sigma_t \cdot (2\sqrt{R^2 - y^2} \cdot dy) y = \\ &= 4R^2 \int_0^1 \sigma_t \cdot z \cdot \sqrt{1 - z^2} \cdot dz \end{aligned} \quad (2)$$

unde

$z = \frac{y}{R}$ este o nouă variabilă independentă fără dimensiune.

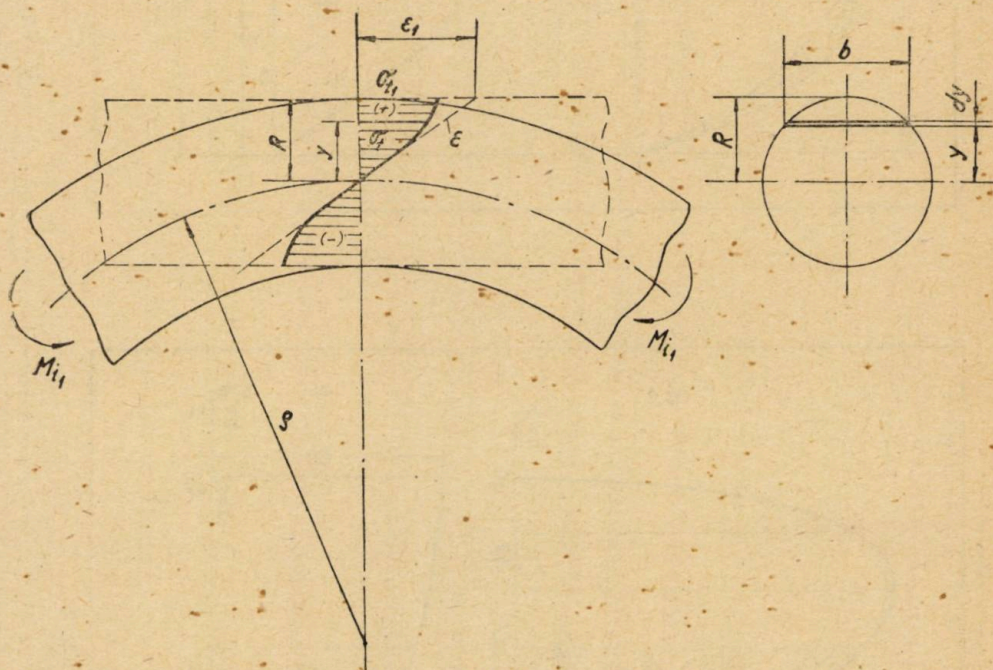


Fig. 1.

Sub semnul integralei se găsește produsul funcțiilor

$$\sigma_t = \sigma_t(\varepsilon) = \sigma_t(z) \quad \text{și} \quad z\sqrt{1 - z^2} = F(z)$$

Trasînd diagramele celor două funcții, una sub alta, integrala se poate efectua grafo-analitic, scriînd

$$M_1 = 4R^3 \int_0^1 [F(z) \cdot dz] \cdot \sigma_t(z) \simeq 4R^3 \sum \omega_k \cdot \sigma_{tk} \quad (3)$$

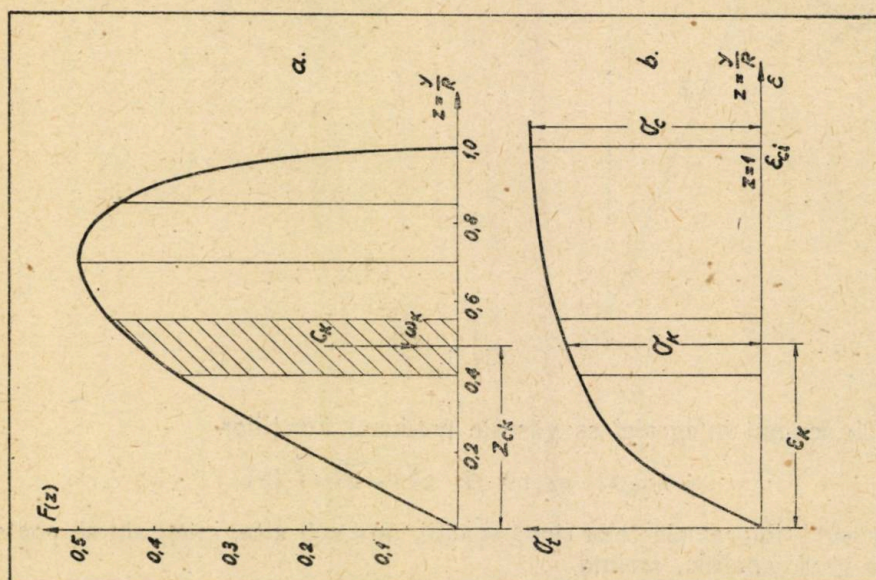


Fig. 2.

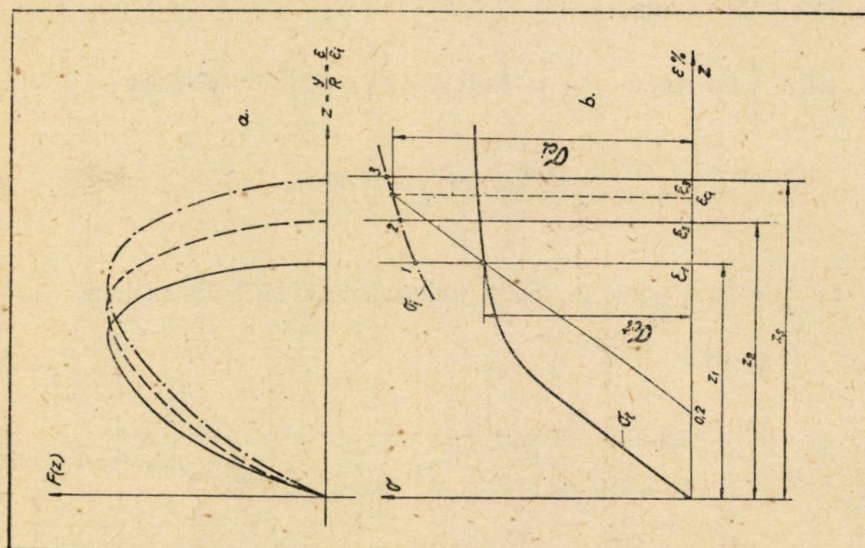


Fig. 3.

unde

ω_k = suprafața unui interval oarecare k din aria diagramei funcției $F(z)$ fig. 2 a;

σ_k = ordonata diagramei $\sigma_t(z)$ în dreptul centrului de greutate C_k de abscisă z_{ck} al suprafeței ω_k fig. 2 b.

Valoarea suprafețelor ω_k și a absciselor z_{ck} pentru cele șase intervale — care s-au dovedit a fi suficiente ca număr — sînt cuprinse în tabela 1 din prima parte a lucrării.

Prin introducerea noii variabile $z = \frac{y}{R} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_1}$, alungirea specifică ε_k în dreptul ordonatei σ_k din diagrama $\sigma_t - \varepsilon$ este dată de produsul $\varepsilon_k = z_{ck} \cdot \varepsilon_1$, în care ε_1 este alungirea specifică maximă a fibrei celei mai îndepărtate sub acțiunea momentului încovoietor M_1 .

Din valoarea momentului încovoietor M_1 calculată după relația (3), cu ajutorul formulei clasice de încovoiere se determină efortul unitar echivalent $\sigma_{t1} = \frac{M_1}{W}$ din fibra exterioară. Valoarea acestui efort fictiv este mai mare decît a ordonatei punctului de pe diagrama $\sigma_t - \varepsilon$ la întindere în dreptul abscisei ε_1 și s-a marcat în planul diagramei 3 b prin punctul 1.

Calcululele trebuiesc repetate pentru alte două valori ale alungirii specifice maxime $\varepsilon_2 > \varepsilon_1$ și $\varepsilon_3 > \varepsilon_2$ fig. 3 b. Acestor alungiri le corespund în fig. 3 a, diagramele $F(z)$ trasate punctat datorită schimbării scării absciselor în raportul $\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}$ respectiv $\frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_1}$. Efectuînd calculele, rezultă eforturile unitare echivalente /fictive/ de încovoiere σ_{t2} și σ_{t3} marcate prin punctele 2 și 3 în planul fig. 3 b.

Unind punctele 1, 2 și 3 printr-o curbă continuă, se obține variația $\sigma_t - \varepsilon$ a efortului unitar fictiv de încovoiere în intervalul $\varepsilon_1 - \varepsilon_3$. Intersecția cu această curbă a paralelei dusă din punctul ($\varepsilon = 0,2\%$, $\sigma = 0$) la prima porțiune dreaptă a diagramei $\sigma_t - \varepsilon$ la întindere, determină valoarea efortului unitar limită echivalent la încovoiere căutat σ_{ci} numit în mod curent limita de curgere la încovoiere.

Alegerea mărimii alungirilor specifice ε_1 , ε_2 și ε_3 trebuie făcută astfel ca abscisa ε_{ci} a ordonatei σ_{ci} să cadă în interiorul intervalului $\varepsilon_1 - \varepsilon_3$ fig. 3 b.

3. APLICAȚII

În fig. 4 s-au reprezentat diagramele $\sigma_t - \varepsilon$, din zona deformațiilor plastice reduse, obținute din încercarea la întindere a două calități de oțeluri diferite. Alungirile epruvetelor — de diametru 10 mm — s-au măsurat cu un extensometru tip Cambridge cu o precizie de $1 \cdot 10^{-3}$ mm. Diagrama oțelului A (oțel de scule cu Ni—Cr) indică o variație continuă crescătoare în schimb a oțelului B (oțel carbon OL C 60 în stare normalizată) prezintă în zona plastică un prag orizontal. Limitele de curgere la întindere ale celor două oțeluri sînt determinate de ordonatele punctelor de intersecție a diagra-

melor respective cu paralela dusă din punctul $\varepsilon=0,2\%$, $\sigma=0$ la prima porțiune dreaptă a diagramelor. Pentru oțelurile studiate a rezultat :

Oțelul A $\sigma_{ci}=53 \text{ kgf/mm}^2$

Oțelul B $\sigma_{ci}=37 \text{ kgf/mm}^2$

Alungirile specifice ε_1 , ε_2 și ε_3 necesare calculului grafo-analitic — pentru fiecare oțel în parte — s-au ales în funcție de abscisa punctului de intersecție sus menționat. Mersul operațiunilor de calcul și rezultatele obținute sînt prezentate în tabele 1, 2 și 3.

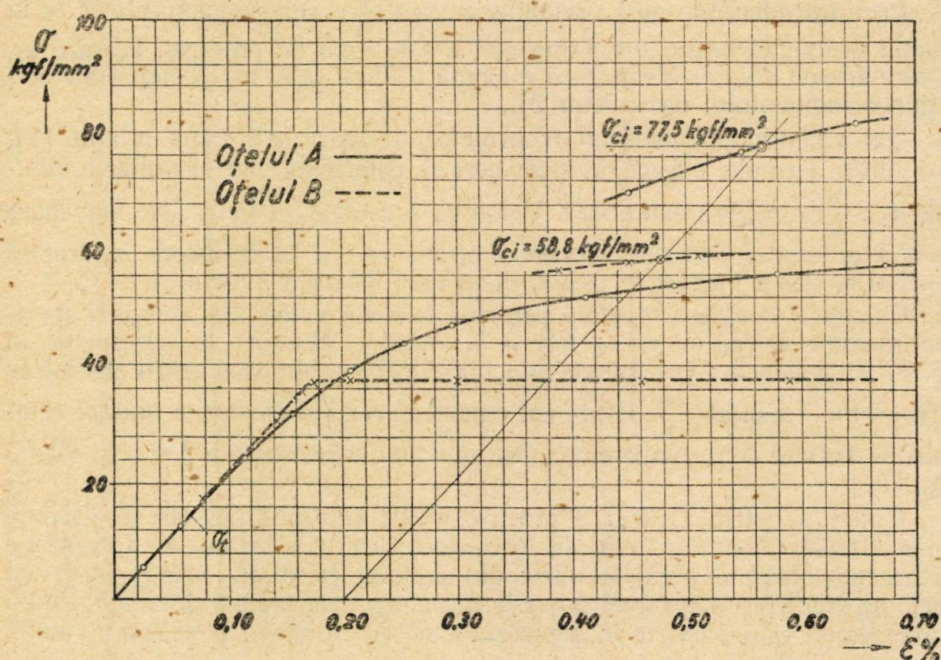


Fig. 4.

Valorile eforturilor unitare echivalente de încovoiere σ_{i1} , σ_{i2} , și σ_{i3} rezultate din calcul au fost apoi marcate prin puncte în dreptul absciselor ε_1 , ε_2 și ε_3 din planul aceleiași diagrame. Curbele trasate prin punctele respective, reprezintă variația eforturilor unitare echivalente de încovoiere σ_i în intervalul $\varepsilon_1-\varepsilon_3$.

Intersecția noilor curbe cu aceeași paralelă dusă la prima porțiune dreaptă a diagramelor $\sigma_i-\varepsilon$ determină valorile căutate ale eforturilor unitare critice echivalente la încovoiere σ_{ci} , respectiv limitele convenționale de curgere la încovoiere.

Pentru cele două oțeluri s-a obținut :

Oțelul A $\sigma_{ci}=77,5 \text{ kgf/mm}^2$

Oțelul B $\sigma_{ci}=58,8 \text{ kgf/mm}^2$

Tabela 1

k	1	2	3	4	5	6	Observații
ω_k	0,0308	0,0160	0,0624	0,0728	0,0726	0,0487	
z_{ck}	0,167	0,329	0,477	0,626	0,774	0,912	
$\varepsilon_{k1} = z_{ck} \cdot \varepsilon_1$	0,0751	0,1481	0,2147	0,2817	0,3483	0,4104	$\varepsilon_1 = 0,45\%$
σ_{k1} kgf/mm ²	16,2	30,2	39,6	45,5	49,4	51,9	
$\omega_k \cdot \sigma_{k1}$	0,4990	1,3892	2,4710	3,3124	3,5864	2,5275	$\Sigma = 13,7855$
$\varepsilon_{k2} = z_{ck} \cdot \varepsilon_2$	0,0919	0,1810	0,2624	0,3443	0,4257	0,5016	$\varepsilon_2 = 0,55\%$
σ_{k2}	19,6	35,2	44,0	49,2	52,4	54,7	
$\omega_k \cdot \sigma_{k2}$	0,6037	1,6192	2,7456	3,5818	3,8042	2,6639	$\Sigma = 15,0185$
$\varepsilon_{k3} = z_{ck} \cdot \varepsilon_3$	0,1086	0,2139	0,3100	0,4069	0,5031	0,5928	$\varepsilon_3 = 0,65\%$
σ_{k3}	23	39,5	47,4	51,8	54,8	56,5	
$\omega_k \cdot \sigma_{k3}$	0,7084	1,8170	2,9578	3,7710	3,9785	2,7515	$\Sigma = 15,9842$

Tabela 2

k	1	2	3	4	5	6	Observații
$\varepsilon_{k1} = z_{ck} \cdot \varepsilon_1$	0,0651	0,1283	0,1860	0,2441	0,3019	0,3557	$\varepsilon_1 = 0,39\%$
σ_{k1}	14,0	27,6	37,0	37,0	37,0	37,0	
$\omega_k \cdot \sigma_{k1}$	0,4312	1,2696	2,3088	2,6936	2,6862	1,8019	$\Sigma = 11,1913$
$\varepsilon_{k2} = z_{ck} \cdot \varepsilon_2$	0,0751	0,1481	0,2147	0,2817	0,3483	0,4104	$\varepsilon_2 = 45\%$
σ_{k2}	16,2	31,6	37,0	37,0	37,0	37,0	
$\omega_k \cdot \sigma_{k2}$	0,4990	1,4536	2,3088	2,6936	5,6862	1,8019	$\Sigma = 11,4431$
$\varepsilon_{k3} = z_{ck} \cdot \varepsilon_3$	0,0852	0,1678	0,2433	0,3193	0,3947	0,4651	$\varepsilon_3 = 0,51\%$
σ_{k3}	18,2	35,8	37,0	37,0	37,0	37,0	
$\omega_k \cdot \sigma_{k3}$	0,5606	1,6468	2,3038	2,6936	2,6862	1,8019	$\Sigma = 11,6979$

Tabela 3

i	Oțelul A			Oțelul B		
	ε_i ‰	$M_i = 4R^3 \Sigma \omega_k \cdot \sigma_{ki}$ kgfcm	$\sigma_i = \frac{M_i}{W}$ kgf/mm ²	ε_i ‰	$M_i = 4R^3 \Sigma \omega_k \cdot \sigma_{ki}$ kgfcm	$\sigma_i = \frac{M_i}{W}$ kgf/mm ²
1	0,45	689,3	70,21	0,39	559,6	57,00
2	0,55	750,9	76,49	0,45	572,1	58,28
3	0,65	799,2	81,41	0,51	584,8	59,57

Din încercarea la încovoiere executată cu aparatul și metoda descrisă în partea I s-au determinat următoarele valori:

Oțelul A $\sigma_{ci} = 78,75$ kgf/mm²

Oțelul B $\sigma_{ci} = 57,6$ kgf/mm²

Diferența dintre valoarea calculată din diagrama $\sigma_t - \varepsilon$ la întindere și cea determinată din încercarea la încovoiere este de $-1,6\%$ la oțelul A și de $+1,9\%$ la oțelul B. Aceste diferențe sînt cuprinse în interiorul domeniului de dispersie normal al încercărilor mecanice.

4. CONCLUZIE

Din cele expuse rezultă că metoda grafo-analitică de calcul a limitei de curgere la încovoiere a barelor de oțel de secțiune circulară bazată pe diagrama $\sigma_t - \varepsilon$ la întindere este suficient de exactă pentru nevoile practicii.

În consecință se poate renunța la încercarea de încovoiere cu măsurători de precizie, care sînt mai greu de executat și reclamă aparataj special.

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПРЕДЕЛА ТЕКУЧЕСТИ ПРИ ИЗГИБЕ СТАЛЕЙ, НА ОБРАЗЦАХ С КРУГЛЫМ СЕЧЕНИЕМ (част 2)

(РЕЗЮМЕ)

В докладе излагается использование графоаналитического метода расчета, изложенного в 1-ой части — при определении значения предела текучести сталей при изгибе, на образцах с круглым сечением, применяя характерную диаграмму материала при растяжении.

CONSIDERATIONS SUR LA DÉTERMINATION DE LA LIMITE D'ÉLASTICITÉ TECHNIQUE À LA FLEXION DES ÉPROUVETTES CIRCULAIRES EN ACIER

(RÉSUMÉ)

On indique l'utilisation de la méthode grapho-analytique (présentée dans la I-ère partie de cet ouvrage) pour la détermination de la limite d'élasticité technique à la flexion des éprouvettes circulaires en aciers se basant sur le diagramme d'essai à la traction de l'acier respectif.

BIBLIOGRAFIE

1. Hajdu I., Considerațiuni asupra determinării limitei de curgere la încovoiere a oțelurilor, pe epruvete de secțiune circulară. Partea I-a Buletinul Științific al Institutului Politehnic Timișoara.
2. Koniuşko Z. M., *Studiul rezistenței oțelurilor de scule tratate termic*. Trad. din l. rusă a culegerii de lucrări „125 let moskovskoe viscee tehnicescoe ucilisce imeni Baumana” Maşghiz 1955.
3. Siebel E. Rühl K., Ermittlung der Formdehngrenzen für die Festigkeitsrechnung bei Zugiger Beanspruchung. Die Technik 1948 Nr. 5 S. 218—223

ARDEREA PĂCURII LA LOCOMOTIVELE DE CALE ÎNGUSTĂ

DE

I. ZĂGANESCU, A. NEGREANU, V. HOANCA, G. MUNTEANU

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

În prima parte a lucrării se arată că, arderea păcurii în focarele locomotivelor și în special a celor de cale îngustă, are deosebită importanță pentru economia țării, din cauza avantajelor tehnice și economice pe care le aduce. Pe de o parte kcaloria obținută din păcură este de 1,52 ori mai ieftină ca cea obținută din cărbunele de Petroșani, iar pe de altă parte, păcura fiind un combustibil de calitate superioară, sînt de așteptat pierderi de căldură mai mici și deci randamente mai mari ale cazanelor. Avantajele tehnice și economice ale utilizării păcurii ca mijloc de încălzire al cazanelor de locomotivă de cale normală, trebuie să se poată realiza și la locomotivele de cale îngustă. Faptul că pînă în prezent nu s-a întrebuințat păcura la locomotivele de cale îngustă se explică numai prin aceea că în trecut la aceste locomotive se folosea drept combustibil lemnul, în special pe liniile forestiere, unde acesta se găsea din belșug. Valorificarea tot mai bună a lemnului a obligat căile ferate forestiere să utilizeze în ultimul timp pe o scară tot mai largă, cărbuni inferiori de foarte proastă calitate, exploatarea locomotivelor făcîndu-se din această cauză cu mari greutăți.

Pentru a obține solicitări cît mai mari ale cazanului s-a studiat amănunțit procesul arderii sub toate cele trei aspecte: chimic, termodinamic și aerodinamic. În acest scop este necesară arderea unei mari cantități de păcură care se realizează prin creierea vitezelor de ardere cît mai ridicate. Aceasta este posibil în primul rînd prin mărirea raportului suprafeței libere a particulelor de combustibil/volum care duce la creșterea vitezei lor de încălzire și vaporizare și se obține printr-o pulverizare cît mai fină a combustibilului.

Pulverizarea este influențată în primul rînd de temperatura de preîncălzire a păcurei, care temperatură, reduce totodată durata de descompunere pirogenă a particulelor de păcură și mărește viteza de ardere.

În afară de aceasta viteza de ardere este influențată de temperatura ridicată din focar precum și de catalizatorii la aprindere.

Pe baza concluziilor studiului teoretic s-a trecut la construirea instalației de pulverizare și arderii a păcurii pe locomotivă, dîndu-se rezultatele încercărilor efectuate pe ștandul de încercat locomotive.

III. CONSTRUCȚIA INSTALAȚIEI DE PULVERIZARE ȘI DE ARDERE A PĂCURII PE LOCOMOTIVA

Una din greutățile întâmpinate la introducerea arderii păcurii la locomotivele de cale îngustă este volumul prea mic al focarului, precum și drumul scurt pe, care-l parcurg particulele de păcură injectate în focar.

Acest inconvenient a fost înlăturat prin plasarea pulverizatorului de păcură în cenușar, care nu mai este un element necesar în urma arderii păcurii, ne mai formîndu-se zgură și cenușe. Astfel, pe deoparte s-a mărit volumul focarului de la cca. $1,02 \text{ m}^3$ — din care cauză o bună parte în cazul arderii cărbunilor este ocupat de stratul gros de combustibil — la cca. $1,16 \text{ m}^3$, ceea ce reprezintă aproximativ 14%, iar pe de altă parte s-a lungit drumul particulelor injectate în focar.

În cenușar s-a zidit o vatră, care a fost prevăzută cu canale pentru introducerea aerului necesar arderii. Totodată prin așezarea verticală a cărmizilor refractare s-a asigurat robustețea construcției, precum și preîncălzirea într-o măsură oarecare a aerului necesar arderii.

Bolta de cărămidă din focar, care contribuie la lungimea drumului particulelor de păcură, are o anumită importanță pentru menținerea unei temperaturi înalte în spațiul focarului. Totodată s-a făcut căptușirea pereților laterali ai cutiei de foc în porțiunea de sub boltă, care pe deoparte protejează pereții împotriva acțiunii flăcării, iar pe de altă parte contribuie și la ridicarea temperaturii spațiului sub boltă.

Bolta de cărămidă are o rază de curbura de 660 mm și o lungime mărită față de construcțiile obișnuite pînă la 780 mm. Aceste dimensiuni au fost determinate după indicațiile lui Sîromiatnicov, ele încadrîndu-se în prescripțiile C.F.R.

Toate modificările pot fi executate la orice întreprindere posesoare de locomotive de cale îngustă, cu minimum de material și de manoperă.

Instalația de ars păcură folosită pe locomotiva de cale îngustă D² construcție C. M. Reșița, se compune dintr-un pulverizator de păcură și din rezervorul de păcură.

În timpul încercărilor s-au folosit mai multe tipuri de pulverizatoare, pentru a studia efectul lor de pulverizare. Printre acestea a fost încercat și un nou tip de pulverizator cu jetul lat la care energia aburului este folosită mai judicios ca la alte tipuri de pulverizatoare utilizate la noi.

În preîncălzitor păcura se încălzește pînă la temperaturi în jur de 80—90 °C.

Ca rezervor de combustibil s-a utilizat lada de cărbuni.

Aburul necesar pentru pulverizare și preîncălzire s-a luat de la capul central de abur printr-o conductă de 1" prevăzută cu un robinet de reglare.

Întreaga instalație este simplă, cere minimum de investiții și poate fi executată cu mijloace proprii ale oricărei întreprinderi. În general toate modificările și instalațiile cer minimum de cheltuieli și se amortizează cel mult după două luni de exploatare intensă.

IV. REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE PE ȘTANDUL DE ÎNCERCAT LOCOMOTIVE

Datele caracteristice ale locomotivei D² modificată prin introducerea arderii păcurii, au fost stabilite prin măsurătorile efectuate cu ocazia experiențelor executate pe ștandul de încercat locomotive de cale îngustă de la laboratorul de locomotive al Institutului politehnic din Timișoara.

În timpul unei experiențe s-au păstrat constante gradul de admisie și viteza, iar regulatorul a fost deschis complet. De asemenea, s-au menținut constante pe cât a fost posibil presiunea, regimul de vaporizare /nivelul apei din cazan/ și aliura focului. Experiențele au fost efectuate pentru gradele de admisie $= 0,2; 0,3; 0,4; 0,5$ și vitezele $V = 5; 10; 15; 20; 25$ km/h pentru fiecare din aceste admisii. Durata fiecărei experiențe a fost de o oră cu o perioadă premergătoare de funcționare pentru încălzirea locomotivei de circa 20 minute, în scopul realizării cîmpului de temperaturi al regimului staționar la care se încearcă locomotivele.

1. Temperatura de supraîncălzire a aburului. Temperatura aburului s-a măsurat în cinci puncte cu cinci termocuple Fier-constantan plasate în camera de abur saturat și de abur supraîncălzit a colectorului, în țeava de emisie, în cutia de distribuție și țeava de emisie, citirile făcîndu-se la milivoltmetre plasate pe un tablou și verificate cu milivoltmetre de control. Eroarea citirilor a fost sub 1%.

Valorile temperaturilor de supraîncălzire ale aburului din cutia de distribuție sînt redată în tabelul 4, iar în diagrama din fig. 20 s-au trasat temperaturile de supraîncălzire ale locomotivei D² cu abur supraîncălzit în cazul arderii cu cărbuni. Din diagramă se vede că :

— temperatura de supraîncălzire maximă a locomotivei D² pentru arderea cu păcură este de $t_s = 335^\circ\text{C}$, iar a locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni $t_s = 350^\circ\text{C}$,

— Temperatura de supraîncălzire medie $t_{s\text{ med}} = 325^\circ\text{C}$ în cazul arderii cu păcură și $t_{s\text{ med}} = 337^\circ\text{C}$ în cazul arderii cu cărbuni,

— temperatura de supraîncălzire a locomotivei D² pentru arderea cu păcură este mai mică în medie cu 3,7% deoarece la aceeași solicitare termică producția de abur a locomotivei pentru arderea cu păcură este mult mai mare.

2. Randamentul cazanului s-a determinat din expresia:

$$\eta_c = \frac{D_m (t_s - t_a)}{B \cdot W} \cdot 100\%$$

unde :

D_m kg/h—cantitatea de abur supraîncălzit folosit de mașină, s-a determinat scăzînd din producția de abur a cazanului D_c pierderile de abur b kg/h la utilizarea injectorului de păcură

$$D_m = D_c - b.$$

Alimentarea cu apă a cazanului s-a făcut din bazinele de apă ale locomotivei, care au fost calibrate în litri. Experiența s-a terminat cu același

nivel al apei din cazan cu care s-a început. Astfel producția de abur D_c kg/h s-a determinat prin măsurarea diferenței de nivel din bazinele de apă ale locomotivei. Din care s-a scăzut apoi pierderea de apă la amorsarea injecto-

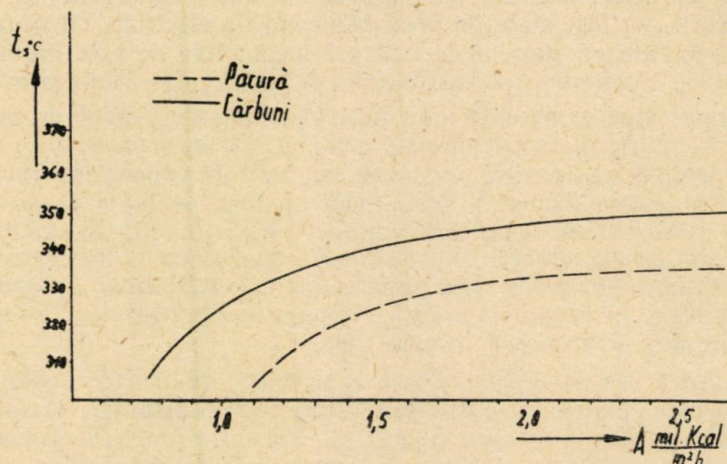


Fig. 20. Temperatura de supraîncălzire a aburului pentru locomotiva D^2 pentru arderea cu păcură și cărbuni.

rului, colectată într-un vas calibrat. Pentru a menține același regim de vaporizare s-a căutat ca în tot timpul experienței să fie menținut în cazan același nivel minim de apă și aceeași intensitate a arderii.

i_s kcal/kg — entalpia aburului supraîncălzit în camera de abur supraîncălzit a colectorului, s-a determinat din diagrama $i-s$ pentru presiunea medie a presiunilor măsurate în cazan în timpul experiențelor și temperatura medie a citirilor măsurate la termocuple.

t_a kcal/kg — entalpia apei din tender egală numeric cu temperatura acestuia, s-a măsurat cu un termometru cu mercur.

B kg/h — cantitatea de combustibil consumată în timpul experienței, care s-a măsurat prin măsurarea scăderii nivelului de păcură din rezervorul de păcură etalonat în litri și ținând cont de temperatura de preîncălzire a păcurii măsurată cu un termometru.

W kcal/kg — puterea calorică inferioară a combustibilului.

La aceste încercări s-a folosit păcură cu următoarele caracteristici :

$C=87\%$; $H_2=11,4\%$; $O_2=1\%$; $S=0,5\%$; $N=0,1\%$; $W=9650$ kcal/kg.

Valorile lui D_c , D_m , B și η_c determinate din experiențele pe stand sînt trecute în tabelul 4.

Randamentul cazanului locomotivei D^2 modernizată, pentru arderea cu păcură, în funcție de solicitarea termică a grătarului Y în mm de kcal/h este

Tabelă 1

Datele obținute la experiențele făcute cu locomotiva D² transformată pentru arderea păcurii

	V km/h	B _h kg/h	D _c kg/h	D _m kg/h	Z _c kg/m ² h	t _s °C	η _c	p _{lm} kg/cm ²	F _i kg	F _e kg	N _i CP _i	N _e CP _e	C _i kg CP _i h	η _i η %	η _{ll} %	q mii kcal CP _i h
0,2	5	134,0	1322	1268	48,3	303	0,702	6,0	2880	2560	53,4	47,5	23,80	3,76	2,62	23,0
	10	151,0	1436	1426	54,4	315	0,707	5,0	2400	2490	89,0	92,3	16,00	5,54	3,86	16,3
	15	195,0	1614	1536	59,1	315	0,517	4,77	2290	2150	127,0	118,5	12,1	7,42	4,27	14,8
	20	195,0	1504	1426	55,0	310	0,550	4,82	2310	1985	171,0	147,0	8,35	10,70	5,75	11,0
0,3	5	147,0	1430	1371	52,3	330	0,703	8,5	4010	3290	76,0	60,8	18,00	4,80	3,40	18,7
	10	178,8	1644	1569	60,1	350	0,672	7,4	3560	2850	132,0	112,5	11,90	7,30	4,84	13,0
	15	218,0	1789	1702	65,3	330	0,596	6,67	3200	2565	178,0	150,0	9,55	5,02	5,34	11,8
	20	210,5	1890	1806	69,1	340	0,654	6,45	3110	2480	230,0	184,4	7,85	5,95	7,16	8,8
	25	256,7	1910	1807	69,8	343	0,542	5,9	2830	2270	271,0	216,5	6,67	13,10	6,35	9,14
0,4	5	198,7	1830	1751	67,0	332	0,665	8,9	4265	3970	79,0	73,5	22,10	4,00	2,60	24,2
	10	221,5	1980	1891	72,4	330	0,676	8,45	4070	3785	151,0	140,3	12,50	7,00	4,47	14,1
	15	256,0	1964	1862	71,9	328	0,554	7,75	3720	3375	207,0	187,5	9,00	9,80	5,30	11,9
	20	280,0	2109	1998	78,0	315	0,540	6,83	3270	3066	242,0	227,0	8,25	10,80	5,67	11,15
0,5	5	214,0	1778	1692	65,0	325	0,579	10,0	4300	4700	89,0	87,0	19,00	4,67	2,72	23,1
	10	207,0	1674	1593	61,3	380	0,606	9,5	4556	4400	172,5	163,0	9,25	9,20	5,45	11,6
	15	221,0	2080	1997	76,0	385	0,711	8,91	4275	4900	237,0	222,0	8,43	10,0	7,05	9,0

reprezentat în fig. 21 pe care s-a trasat și curba randamentului locomotivei D^2 cu abur supraîncălzit în cazul arderii cărbunilor C.F.R. cu putere calorifică $W = 5780$ kcal/kg.

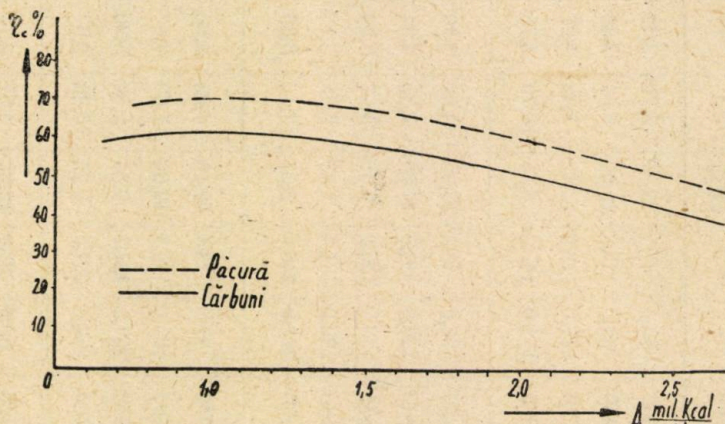


Fig. 21. Randamentul cazanului locomotivei D^2 pentru arderea cu păcură și cărbuni.

Din diagramă se vede că :

— randamentul maxim al cazanului locomotivei D^2 pentru arderea cu păcură este de $\eta_{c \max} = 71\%$, iar al locomotivei D^2 pentru arderea cu cărbuni de $\eta_{c \max} = 62\%$.

— randamentul mediu al cazanului locomotivei D^2 pentru arderea cu păcură este de $\eta_{c \text{ med}} = 64,5\%$, iar al locomotivei D^2 pentru arderea cu cărbuni $\eta_{c \text{ med}} = 55\%$.

— randamentul cazanului locomotivei D^2 pentru arderea cu păcură este în medie mai mare cu 17,3% decât cel al locomotivei D^2 pentru arderea cu cărbuni și aceasta se explică prin faptul că în cazul arderii păcurii la aceleași solicitări termice ale grătarului, nu vom avea pierderi mecanice.

3. Suprafața specifică medie a suprafeței de vaporizare prelinsă de gaze Z_c kcal/m²h, s-a determinat din relația :

$$Z_c = \frac{D_m}{H_v}$$

unde :

H_v , m² — suprafața de vaporizare prelinsă de gaze a cazanului.

Solicitarea Z_c determinată prin experiențele pe ștand este trecută în tabelul nr. 4.

Din diagrama din fig. 22 s-au trasat valorile lui Z_c pentru locomotiva D^2 modernizată pentru arderea cu păcură și locomotiva D^2 cu abur supraîncălzit în cazul arderii cu cărbuni.

Din diagramă se vede că :

— solicitarea specifică medie a suprafeței încălzitoare a cazanului în cazul locomotivei D² modificată pentru arderea cu păcură este de $Z_{c\ med} = 65\text{ kg/m}^2\text{h}$, iar la locomotiva D² pentru arderea cu cărbuni $Z_{c\ med} = 55\text{ kg/m}^2\text{h}$,

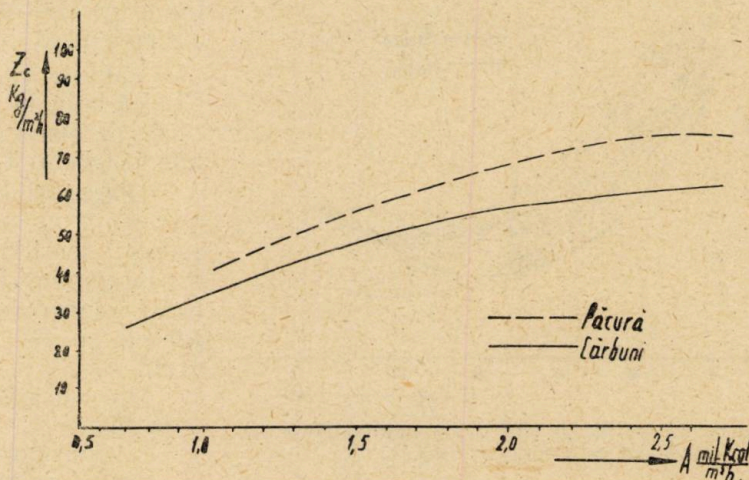


Fig. 22. Solicitarea specifică medie a suprafeței încălzitoare a locomotivei D² pentru arderea cu păcură și cărbuni.

— La aceleași solicitări termice ale grătarului, solicitarea specifică medie a crescut cu 18,2% la locomotiva D² pentru arderea cu păcură datorită creșterii cantității de căldură cedată în focar și țevile de fum.

4. Consumul specific de abur C_i kg/CP_i h s-a determinat din relația :

$$C_i = \frac{D_m}{N_i}$$

unde :

N_i CP_ih — puterea indicată care s-a determinat din relația,

$$N_i = \frac{F_i \cdot V}{270}$$

V km/h — viteza locomotivei măsurată în timpul experienței cu vite-zometru,

F_i kg — forța de tracțiune indicată, care s-a determinat din expresia,

$$F_i = \frac{d^2 \cdot s}{D} \cdot p_{im}$$

în care :

d cm — diametrul cilindrului,

s cm — cursa pistonului,

D cm — diametrul roților motoare,

p_{im} kg/cm² — presiunea medie indicată.

Presiunea medie indicată s-a determinat planimetrind suprafața diagramelor indicate ridicate cu indicatorul pe cele două fețe ale mașinii, raportându-o la lungimea diagramei și ținând cont de scara resortului folosit. După

aceea s-a calculat media presiunilor indicate obținute pe cele două fețe ale pistonului.

Valorile F_i , N_i , și C_i determinate la încercările pe ștand sînt arătate în tabelul 4.

Diagrama din fig. 23 reprezintă valorile consumului specific C_i pentru locomotiva D² modificată pentru arderea cu păcură și D² nemodificată.

Din diagramă se vede că :

— consumul speci-

fic mediu pentru loco-

motiva D² pentru arderea cu păcură este $C_{i\text{ med}} = 9,2 \text{ kg/CP h}$, iar la locomotiva D² pentru arderea cu cărbuni $C_{i\text{ med}} = 8,8 \text{ kg/CP h}$,

— consumul specific mediu este mai mare în medie cu 4,5% la locomotiva D² pentru arderea cu păcură, față de cea pentru arderea cu cărbuni și aceasta se explică prin faptul că la aceeași solicitare termică a grătarului temperatura de supraîncălzire la locomotiva care arde cărbuni este mai mare.

5. Randamentul indicat al mașinii s-a determinat din expresia :

$$\eta_{im} = \frac{632}{D_m (i_s - t_a)} \cdot$$

Valorile η_{im} găsite pe baza formulei de mai sus sînt trecute în tabelul 4.

În diagrama din fig. 24 s-au trasat valorile randamentului indicat al motorului $\eta_{im}\%$ în funcție de viteză la grade de admisie constante pentru locomotiva D² modificată și pentru locomotiva D² nemodificată.

Din diagramă se vede că :

— randamentul indicat mediu al mașinii locomotivei D² modernizată pentru arderea cu păcură $\eta_{im\text{ med}} = 10,0\%$, iar pentru locomotiva D² pentru arderea cu cărbuni de $\eta_{im\text{ med}} = 10,5\%$.

— randamentul indicat al mașinii locomotivei D² pentru arderea cu păcură este mai mic în medie cu 4,75% decît cel al locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni, deoarece consumul specific de abur este mai mare.

6. Randamentul indicat al locomotivei s-a determinat din expresia :

$$\eta_{il} = \frac{632 \cdot N_i}{B \cdot W} \cdot 100\%.$$

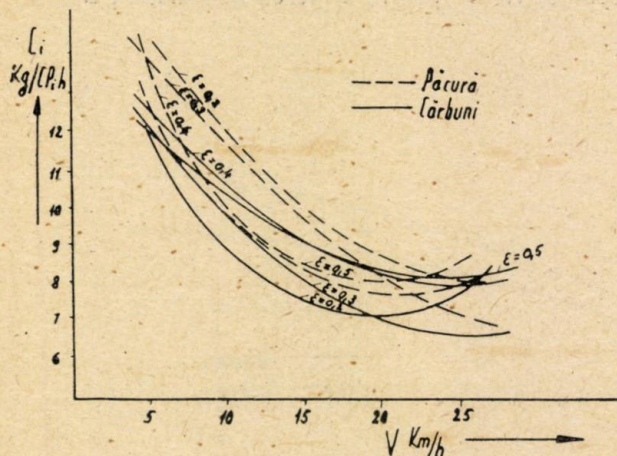


Fig. 23. Consumul specific de abur al locomotivei D² pentru arderea cu păcură și cărbuni.

Valorile găsite în urma experiențelor pe ștand sînt trecute în tabelul 4.

În diagramele din fig. 25 s-au trasat valorile randamentelor indicate ale locomotivei η_{il} % în funcție de viteză la grade de admisie constante pentru locomotiva D² modificată și D² nemodificată.

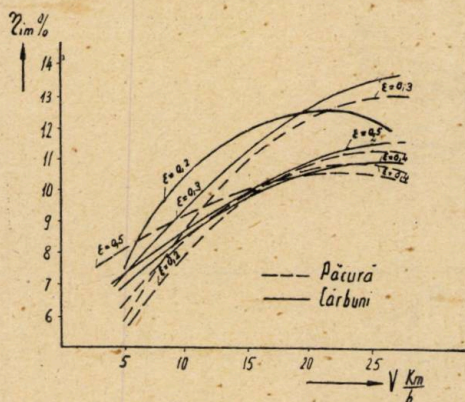


Fig. 24. Randamentul indicat al mașinii la locomotiva D² pentru arderea cu păcură și cărbuni.

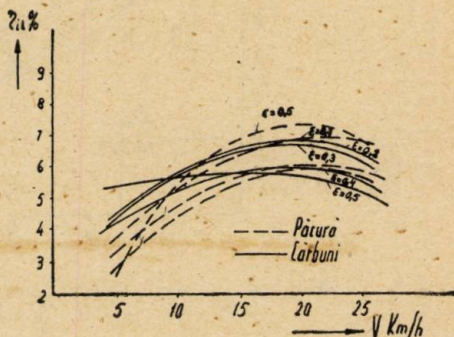


Fig. 25. Randamentul indicat al locomotivei D² pentru arderea cu păcură și cărbuni.

Din diagramă se vede că :

— randamentul indicat mediu al locomotivei D² modernizată cu păcură $\eta_{il\ med} = 6,5\%$, iar cel al locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni este $\eta_{il\ med} = 6,0\%$,

— randamentul indicat al locomotivei este în medie cu 8,35% mai mare pentru locomotiva D² pentru arderea cu păcură față de locomotiva D² pentru arderea cu cărbuni, deoarece randamentul cazanului acestei locomotive este mult mai bun.

Consumul specific de căldură al locomotivei s-a determinat din expresia :

$$q = \frac{B : W}{1000 \cdot N_t} \text{ mii kcal/CP}_t \text{ h.}$$

Valorile lui q găsite pe baza formulei de mai sus sînt trecute în tabelul 4.

În diagrama din fig. 26 s-au trasat valorile consumului specific de căldură al locomotivei pentru locomotiva D² modificată și D² nemodificată.

Din această diagramă rezultă că :

— consumul specific mediu de căldură al locomotivei D² modernizată pentru arderea cu păcură este de $q = 10,5$ mii kcal/CP_t h, iar pentru locomotiva D² pentru arderea cu cărbuni $q = 11$ mii kcal/CP_t h,

— consumul specific de căldură al locomotivei D² modernizată pentru arderea cu păcură este în medie mai mic cu 4,5% decît al locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni, deoarece randamentul indicat al locomotivei este mai mare.

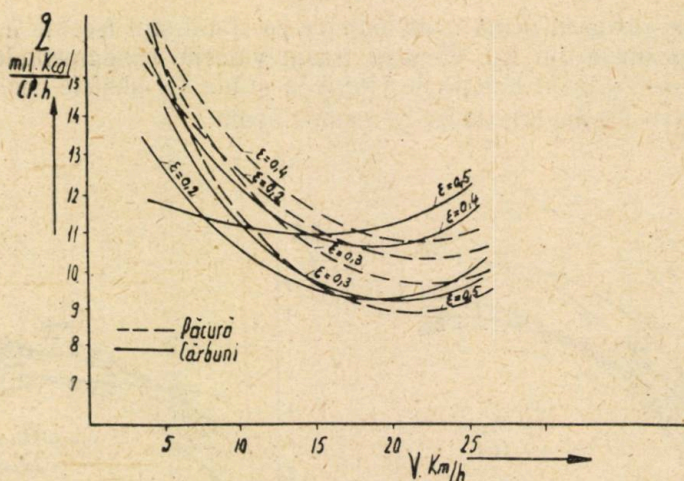


Fig. 26. Consumul de căldură al locomotivei D² pentru arderea cu păcură și cărbuni.

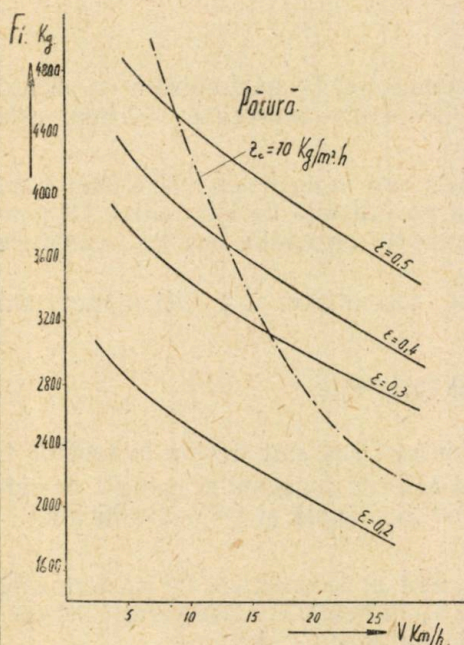


Fig. 27. Forțele de tracțiune indicate ale locomotivei D² pentru arderea cu păcură.

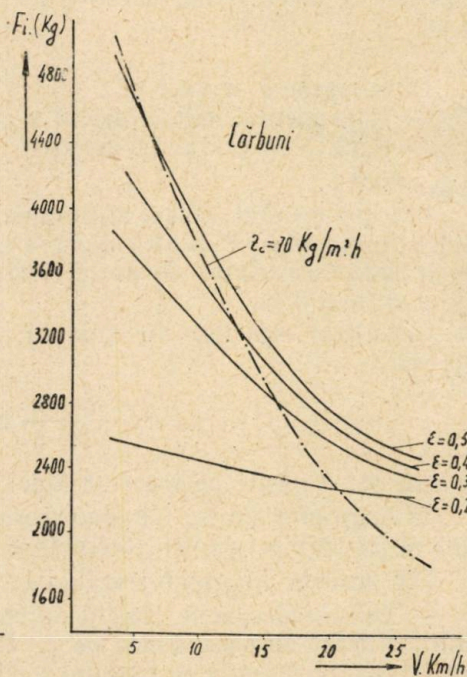


Fig. 28. Forțele de tracțiune indicate ale locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni.

Forțele de tracțiune indicate.

Forțele de tracțiune indicate obținute la locomotiva D^2 modernizată pentru arderea cu păcură, în funcție de viteză la admisii constante sînt reprezentate în diagrama din fig. 27 pe care s-a trasat și limitarea forței de tracțiune de aderență și cazan. Curba forței de tracțiune limitată de aderență s-a construit pe baza relației :

$$F_{tr} = 1000 \cdot f_i \cdot G_r.$$

S-a admis coeficientul de aderență $f_i = 1/5$. Curba forței de tracțiune limitată de cazan s-a construit luînd o solicitare specifică medie a suprafeței de vaporizare prelinsă de gaze egală cu $70 \text{ kg/m}^2\text{h}$, ce corespunde unei încărcări termice a grătarului de $1,95 \cdot 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$.

În fig. 28 s-au reprezentat forțele de tracțiune indicate, calculate pentru locomotiva D^2 cu abur supraîncălzit pentru arderea cu cărbuni în funcție de viteza la admisii constante pe care s-a trasat și limitarea forței de tracțiune de aderență și cazan. La aceeași încercare termică a grătarului de $1,95 \cdot 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$ din fig. 22 pentru locomotiva D^2 cu abur supraîncălzit în cazul utilizării arderii cu cărbuni îi corespunde o solicitare $Z_c = 56 \text{ kg/m}^2\text{h}$.

Din diagramele din fig. 27, 28 rezultă că la aceeași încercare termică a grătarului și același grad de admisie, forța de tracțiune limitată de cazan pentru locomotiva D^2 în cazul arderii păcurii și locomotiva D^2 în cazul arderii cărbunilor conform tabelului 5, crește în medie cu circa 13% la locomotiva D^2 pentru arderea cu păcură față de locomotiva D^2 pentru arderea cu cărbuni.

V km/h	10	15	20
$F_i D^2$ ardere păcură kg	4 270	3 340	2 700
$F_i D^2$ ardere cărbuni kg	3 700	2 900	2 300

CONCLUZII

1. Modificările aduse — bolta de cărămidă de lungime mare pentru turbionarea amestecului, căptușirea potrivită a pereților laterali pentru ridicarea temperaturii în focar, pulverizarea fină și preîncălzirea înaltă a păcurii, așezarea pulverizatorului de păcură în cenușar pentru mărirea drumului gazelor de ardere și încrucișarea curentului de aer în norul de combustibil pentru un amestec intim al acestora, — problema arderii păcurii în focarul locomotivei D^2 construcție C. M. Reșița a fost soluționată cu succes prin acționarea științifică asupra fiecărui factor ce condiționează arderea perfectă a păcurii.

2. Ca urmare a celor de sub punctul 1), a rezultat o creștere medie a randamentului cazanului de 17,3%, o producție medie de abur sporită cu 18,2% și o temperatură de supraîncălzire însă mai mică în medie cu 3,7%. De aceea puterea locomotivei a crescut în medie cu 13%.

3. Forțele de tracțiune indicate la viteze constante sînt mai mari, ceea ce dă posibilitate sporirii tonajelor remorcate cu circa 13%.

4. Raportul N_c/G_t a crescut cu circa 13% ca și forțele de tracțiune, deoarece greutatea locomotivei D² modernizată pentru arderea cu păcură este egală cu cea a locomotivei D² pentru arderea cu cărbuni.

СГОРАНИЕ МАЗУТА В УЗКОКОЛЕЙНЫХ ПАРОВОЗАХ

(РЕЗЮМЕ)

Подробно изучается процесс сгорания мазута в топках узкоколейных паровозов и определяются факторы, от которых зависит термическое напряжение топки и каким образом эти факторы влияют на сжигающую способность решетки.

На этом основании устанавливаются условия, которые должны быть выполнены на паровозе, касающиеся тонкого распыления, температуры предварительного нагрева мазута, температуры топки, катализаторов при зажигании и создания оптимальной аэродинамики горения.

Затем описываются устройства используемые в паровозах для получения оптимальных результатов.

На основании произведенных испытаний над паровозом Д², построенным Решицким М. К., в котором был добавлен перегреватель определяются большие выгоды полученные при использовании в качестве горючего мазута.

LA COMBUSTION DU MAZOUT DANS LES FOYERS DES LOCOMOTIVES POUR LE CHEMIN DE FER A VOIE ETROITE

(RESUME)

On étudie le procès de combustion du mazout dans les foyers des locomotives pour le chemin de fer à voie étroite, on détermine les facteurs qui influencent la sollicitation thermique du foyer et la manière dont ces facteurs influencent la puissance de la combustion de la grille. On établit les conditions qui doivent être réalisées sur la locomotive en ce qui concerne la finesse de la pulvérisation et la température du réchauffage du mazout, la température du foyer, les catalyseurs à l'allumage et l'aérodynamique optimale de la combustion.

On décrit les installations montées sur la locomotive pour obtenir les meilleurs résultats.

Se basant sur les essais effectués sur la locomotive D² C. M. R., modifiée par l'emploi d'un surchauffeur, on détermine les avantages réalisés par la combustion du mazout.

STUDIUL, PROIECTAREA, REALIZAREA ȘI ETALONAREA UNUI NOU APARAT PNEUMATIC PENTRU MĂSURAREA COTEI PESTE DINȚI LA ROȚI DINȚATE

DE

A. DREUCEANU

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Este cunoscută importanța deosebită a roților dințate în construcția de mașini. Se știe că precizia de funcționare a mașinilor, depinde în mare măsură de precizia de execuție și montaj a roților dințate.

Din această cauză, pentru diferite elemente ale danturii (pas, grosimea dintelui, cota peste dinți) se dau toleranțe relativ mici, cu toate că acestea implică dificultăți de prelucrare.

Așa de exemplu, pentru roți de clasa 4 de precizie (după normele cehoslovace) care se utilizează cel mai des pentru acționarea arborilor principali la mașini-unelte de precizie, cu modul de 2—4 mm și diametru de 100—250 mm (dimensiunile cel mai frecvent întâlnite în construcții de mașini) se prescrie pentru cota peste dinți o toleranță de 18μ .

După cum se știe, măsurarea cotei peste dinți la roți din clase de precizie superioare și mijlocii se face de obicei cu micrometrul pentru roți dințate sau calibre potcoavă cu comparator.

Utilizând în cazul considerat un micrometru cu valoarea diviziunii de 10μ , pentru care erorile admisibile ale indicațiilor sînt $\pm 5\mu$ sau chiar un calibru potcoavă cu comparator la care erorile admisibile ale indicațiilor sînt de 3—4 μ se obțin erori de măsurare care sînt relativ mari.

Pornind de la aceste considerațiuni ne-am propus să realizăm un aparat simplu, care să permită totuși măsurarea cotei peste dinți cu o precizie mai mare.

Aparatul a fost construit pe baza principiului de măsurare pneumatică.

Am adoptat acest principiu de măsurare întrucît acesta permite obținerea unei sensibilități mari a aparatului, construcția fiind relativ simplă, în comparație cu aparatele de aceeași sensibilitate bazate pe alte principii de măsurare (mecanice, optice, etc.). Se știe că, dacă aerul trece din camera I (fig. 1) unde se menține presiunea constantă p_1 în camera II prin diuza d_1 și de aici iese din atmosferă prin diuza d_2 , presiunea p_2 din camera II se

va modifica în funcție de diametrii celor două diuze și distanța δ . Dacă $\delta=0$, presiunea din cele două camere (I și II) va fi aceeași, deci $h=H$ și pe măsură ce δ crește, presiunea din camera II scade și deci nivelul lichidului h din tubul de sticlă ce comunică cu camera II scade și el.

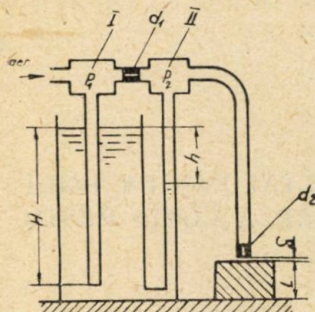


Fig. 1. Principiul de măsurare al aparatului pneumatic cu manometru cu apă.

Prin urmare unei anmite variații a dimensiunii piesei L , îi va corespunde o variație a presiunii p_2 măsurată prin denivelarea h .

Pe baza acestui principiu, s-au construit diferite aparate pneumatice de măsurat, cele mai frecvent utilizate fiind calibrele pneumatice.

Aparatul realizat este reprezentat în figura 2—3.

CONSTRUCȚIA ȘI FUNCȚIONAREA APARATULUI

După cum se vede, aparatul cuprinde două părți distincte: stabilizatorul de presiune și semnalizatorul (fig. 2) pe de o parte și instrumentul de măsurare propriu-zis (cap de măsurare) (fig. 3) pe de altă parte. Aerul primit de la rețeaua de alimentare cu aer comprimat a întreprinderii sau din butelie, trece printr-un reductor de presiune, care reduce presiunea la valori cu ceva mai mari decât presiunea de regim, care în cazul nostru a fost admisă la 500—700 mm col. apă.

De aici aerul intră prin conducta de cauciuc (4), în camera de presiune constantă (5).

Presiunea de regim este determinată de adâncimea de pătrundere a țevii de cupru (1) în lichidul din rezervorul de aluminiu (2). Surplusul de aer iese prin țeava (1) și orificiul din capacul (3) în atmosferă.

Din camera de presiune constantă (5), aerul trece prin diuza schimbabilă (6) (diuza de intrare), în camera (7), care comunică pe de o parte cu tubul de sticlă (9) care servește la măsurarea presiunii din camera (7) (vezi și fig. 1) iar pe de altă parte, printr-un tub de cauciuc (8) se face legătura cu țeava de cupru (24) de la instrumentul de măsurare (fig. 3).

La cealaltă extremitate a țevii de cupru, se montează prin înșurubare diuza de măsurare (12).

Țeava de cupru se poate deplasa axial în corpul aparatului (22), fixarea în anumită poziție, făcându-se cu ajutorul contrapiuliței (23).

În fața diuzei de măsurare, se mișcă suprafața plană a prelungirii ciocului (palpatorului) mobil. Acesta este fixat de bușa (18) prin intermediul șuruburilor (19). Prelungirile cilindrice ale șuruburilor de fixare, servesc și la ghidarea bușei (18), în corpul aparatului.

Cu ajutorul resortului elicoidal (17) bușei (16) și contrapiuliței (15) se realizează și reglează forța de măsurare.

Al doilea cioc de măsurare (20), solidar cu bușa (21) se fixează în poziția dorită în funcție de cota nominală L , prin intermediul penei (14) și a șurubului de blocare (13).

Pana servește și pentru ghidarea axială a bușei (21).

Reglarea la cota nominală L se face cu ajutorul blocurilor de cale plan paralele sau a unor etaloane oărecare prin deplasarea bucsei (21).

Pentru măsurarea denivelării h (fig. 1) în funcție de abaterile piesei față de cota nominală L , în spatele tubului de sticlă (9) (fig. 2 b), se află un placaj pe care se fixează scara gradată.

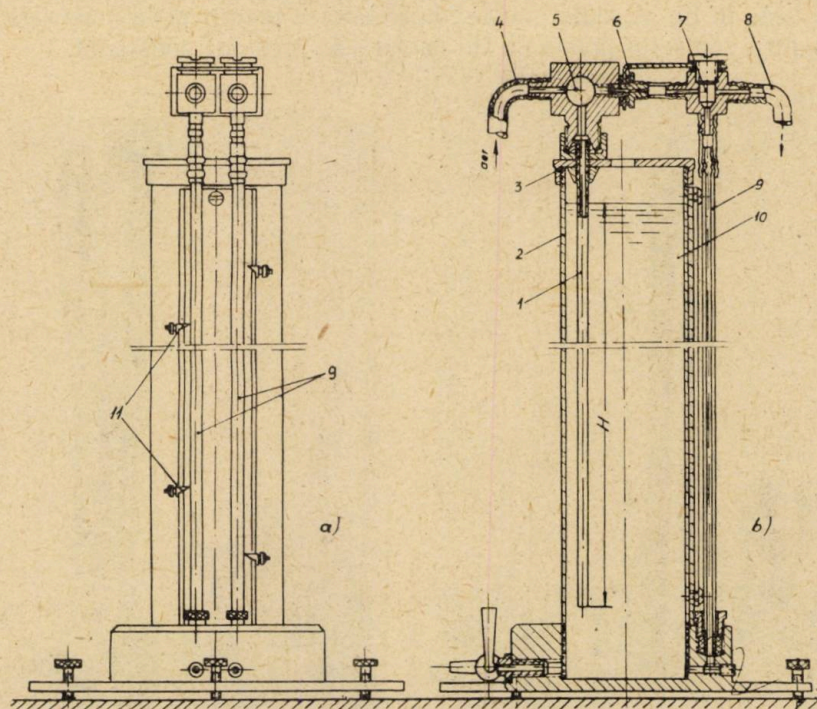


Fig. 2. Stabilizator de presiune și semnalizator.

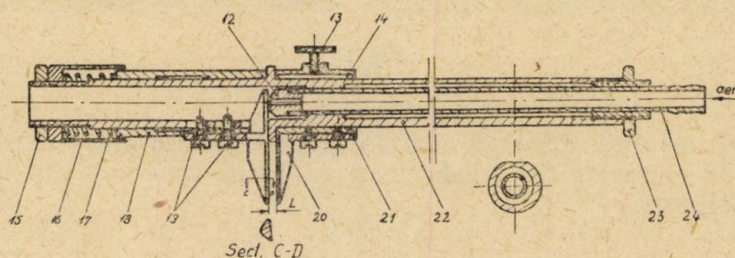


Fig. 3. Aparat pneumatic pentru măsurarea cotei peste dinți.

Fixarea se face prin intermediul unei plăci de sticlă prinsă pe placaj cu două șuruburi de lemn. Pentru fiecare presiune de regim H și pereche de diuze (6) și (12) corespunde câte o scară gradată.

În scopul măririi domeniului de măsurare sau pentru eventuala racordare a două instrumente de măsură la același stabilizator de presiune, acesta este prevăzut cu două semnalizatoare, cum se vede în fig. 2 a.

În cazul racordării unui singur cap de măsurare una din cele două camere (7) se poate racorda la camera (5) (fig. 2) printr-un tub de cauciuc cum se vede în fig. 4, astfel încît semnalizatorul neutilizat la măsurare, servește pentru controlul presiunii din camera de presiune constantă.

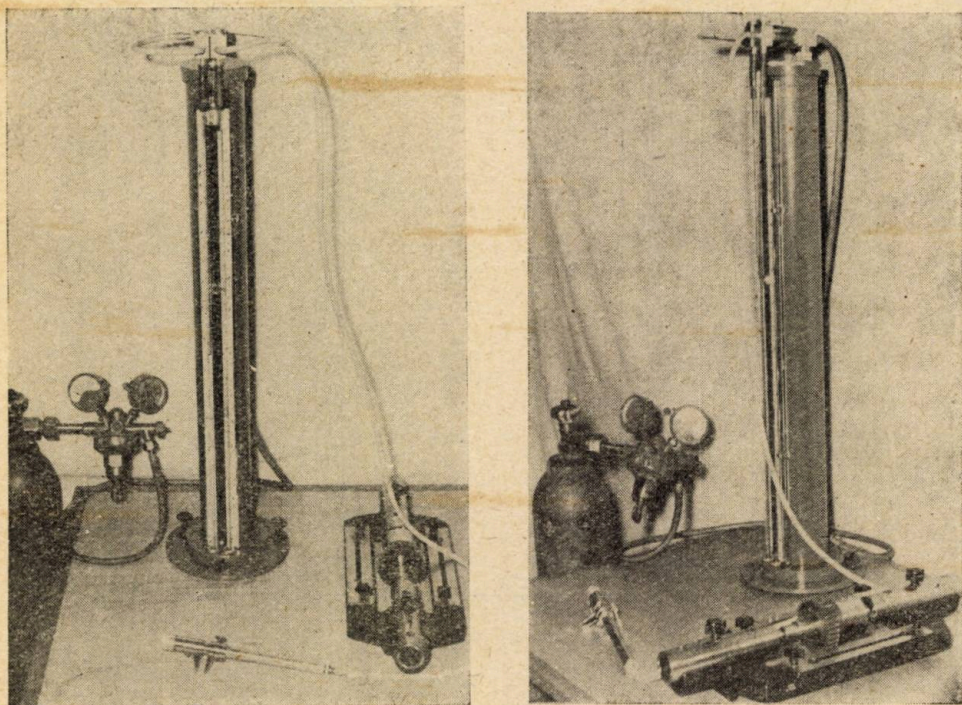


Fig. 4.

Pentru ușurința măsurărilor, în dreptul fiecărei sticle de nivel (9) (fig. 2) sînt prevăzute cîte 2 indicatoare (11) care servesc la limitarea cîmpului de toleranțe.

FORȚA DE MĂSURARE

Forța de măsurare se realizează cu ajutorul unui resort. Resortul a fost dimensionat astfel încît să putem realiza forțe de măsurare de 200—400 g valori recomandate în literatură pentru aparate cu sensibilitate egală cu aceia a aparatului proiectat.

La calculul resortului am ținut de asemenea cont de necesitatea unei variații minime a forței, pentru întregul domeniu de măsurare. În urma calculului obișnuite de rezistență am admis un resort elicoidal cu

$$d = 1 \text{ mm}$$

$$D = 19 \text{ mm}$$

$$i = 5 \text{ spire}$$

$$l = 20 \text{ mm (lungimea liberă)}$$

la care se obține o săgeată de 3,22 mm pentru o forță de 10 gf, astfel încât pentru un domeniu de măsurare de 0,2 mm forța de măsurare variază cu aproximativ 6 gf, deci practic o putem considera constantă.

VERIFICAREA DIMENSIUNILOR PRINCIPALE ALE INSTRUMENTULUI DE MĂSURARE

Sub acțiunea forțelor de măsurare P , se deformează atât tija aparatului cit și ciocurile cum se vede în fig. 5.

Pentru calculul deformației aparatului la vârful ciocurilor de măsurare, am considerat cazul cel mai defavorabil, când avem deschiderea maximă L_{max} și forța acționează la vârful ciocurilor.

Am considerat cele două ciocuri rigid fixate de tijă, astfel încât întregul sistem formează o grindă cotită.

După cum se vede în fig. 5 a, deformația ΔL la unul din ciocuri, se compune din deformația f_M , datorită rotirii tijei cu φ și săgeata f_p , datorită deformației ciocului. (Am neglijat deformația datorită alungirii care este foarte mică).

Pentru schema de încărcare din fig. 5 b fibra deformată este un arc de cerc cu raza $\rho = \frac{E \cdot L}{M}$.

Pentru o forță de măsurare de 100 gf și dimensiunile tijei de măsurare $D = 16 \text{ mm}$, $d = 11 \text{ mm}$, avem :

$$I = \frac{\pi}{64} (D^4 - d^4) = \frac{\pi}{64} (1,6^4 - 1,1^4) = 0,25 \text{ cm}^4$$

$$M = P \cdot e = 0,1 \cdot 2,5 = 0,25 \text{ kg.cm}$$

$$\rho = \frac{E \cdot L}{M} = \frac{2\,100\,000 \cdot 0,25}{0,25} = 2\,100\,000 \text{ cm.}$$

deci

$$\varphi = \frac{L}{2\rho} = \frac{15}{2 \cdot 2\,100\,000} = 3,57 \cdot 10^{-6} \text{ rad.}$$

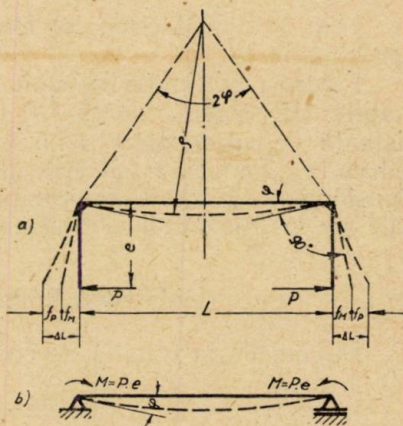


Fig. 5. Schema deformațiilor aparatului de măsurare.

Săgeata f_M va fi de

$$f_M = \varphi e = 3,57 \cdot 10^{-6} \cdot 25 = 89,25 \cdot 10^{-6} \text{ mm} = 0,08925 \mu \cong 0,09 \mu$$

La forța de măsurare de 200—400 gf, vom avea

$$f_M = (0,18 - 0,36) \mu$$

Săgeata f_p datorită deformației ciocului, considerat ca o grindă încas-trată cu $e = 2$ cm avînd secțiunea aproximativ triunghiulară, va fi :

$$f_p = \frac{P \cdot e^3}{3EI_z} = \frac{0,1 \cdot 2^3}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^6 \cdot 8,88 \cdot 10^{-3}} = 1,43 \cdot 10^{-5} \text{ cm} = 0,143 \mu$$

$$I_z = \frac{\sqrt{3}}{80} b^4 = \frac{b^4}{46,2} = \frac{0,8^4}{46,2} = 8,88 \cdot 10^{-3}$$

Pentru $P = 200 - 400$ gf, vom avea :

$$f_p = (0,286 - 0,572) \mu \text{ și deformația rezultantă maximă } 2\Delta L = 2 (f_p + f_M) = (0,93 - 1,86) \mu$$

Prin urmare lucrînd cu forțe de 200 g deformația maximă este de aproximativ 1μ .

Pentru roți dințate obișnuite cu cota nominală între 30—50 mm deformațiile tijei se reduc de (5—3) ori. Măsurătorile făcîndu-se în acest caz la distanța de aproximativ 4—5 mm de la vîrf și deformația ciocurilor se reduce la jumătate, astfel încît nu avem deformații mai mari de (0,2—0,4) μ . Considerăm că aceste deformații sînt admise și deci dimensiunile principale ale instrumentului de măsurare au fost bine alese.

ALEGEREA RAPORTULUI DE AMPLIFICARE.

Plecînd de la ecuația de continuitate, se ajunge la relația

$$h = \frac{H}{1 + \left(\frac{\alpha_1}{\alpha_2}\right)^2 \left(\frac{f_2}{f_1}\right)^2} \quad (1)$$

unde

h = diferența dintre nivelul lichidului în rezervorul (2) și tubul (9) fig. 2 b (vezi și fig. 1)

H = înălțimea coloanei de apă din rezervorul (2)

$\alpha_1 \alpha_2$ = coeficienții de debit ai orificiilor de intrare și ieșire (la diuzele (6) și (12) (fig. 2—3)

$f_1 = \frac{\pi d_1^2}{4}$ secțiunea constantă a orificiului diuzei de intrare.

$f_2 = \pi d_2 \delta$ secțiunea inelară variabilă a orificiului de ieșire.

Valoarea raportului $\frac{a_2}{a_1}$ fiind în general apropiată de 1 pentru calculele aproximative se poate lua

$$h = \frac{H}{1 + \left(\frac{f_2}{f_1}\right)^2} = \frac{H}{1 + x^2} \quad (2)$$

unde am notat :

$$x = \frac{f_2}{f_1} = \frac{\pi \cdot d_2 \cdot \delta}{d_1^2} = \frac{4d_2}{d_1^2} \delta = c \cdot \delta.$$

în care

$$c = \frac{4d_2}{d_1^2} = \text{const.}$$

Prin urmare

$$h = \frac{H}{1 + c^2 \cdot \delta^2} = \varphi(\delta) \quad (3)$$

Raportul de amplificare este dat de

$$K = \left| \frac{dh}{d\delta} \right| = \left| \frac{-H2c^2 \cdot \delta}{(1 + c^2 \delta^2)^2} \right| = \frac{2H \cdot c^2 \delta}{(1 + c^2 \delta^2)^2} \quad (4)$$

Pentru ca ceterile să se poată face în bune condițiuni la valori ale diviziunii de $(1-2)\mu$ se recomandă utilizarea rapoartelor de amplificare de 2500—10 000, valori indicate și în literatura de specialitate.

Plecînd de la această condiție și de la faptul că în scopul utilizării unui debit de aer cît mai mic, trebuie utilizate diuze cu diametre cît mai mici posibil, am calculat diametrele d_1 și d_2 ale diuzelor de intrare și ieșire.

Pentru a putea alege diametrii cei mai potriviți am reprezentat grafic ecuațiile $h = \varphi(\delta)$ pentru :

$$d_1 = 0,5; 0,7; 1 \text{ mm}$$

la fiecare din cele 3 valori ale lui d_1 , admițînd pentru d_2 valorile $d_2 = 0,5$;

$$0,7; 1; 1,5; 2; 2,5; 3 \text{ mm.}$$

Din motive de economie de spațiu nu am mai redat calculele făcute și nu am reprezentat decît una din diagramele teoretic obținute (fig. 6) și anume pentru cazul $H = 500 \text{ mm}$ $d_1 = 0,5 \text{ mm}$ și întregul șir de valori al lui d_2 date mai sus.

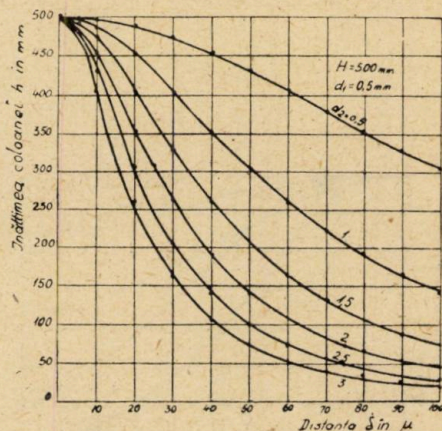
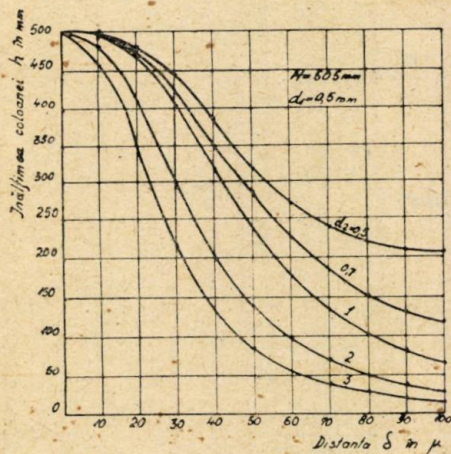
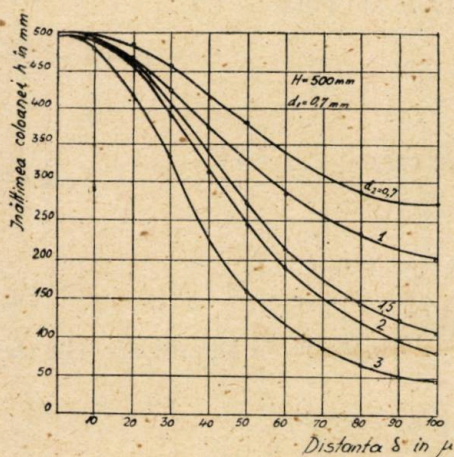
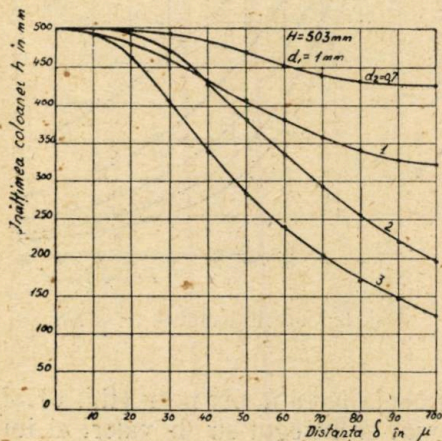
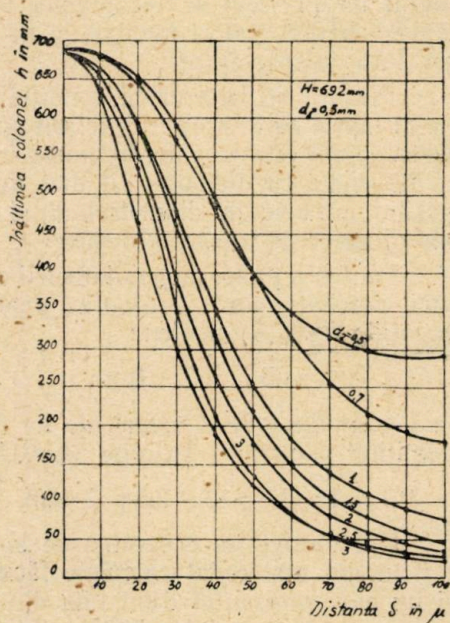


Fig. 6. Curbele teoretice $h = \varphi(\delta)$.

ETALONAREA APARATULUI.

Etalonarea aparatului am făcut-o cu ajutorul blocurilor de cale plan paralele. Am utilizat cale de clasa 1-a de precizie. La toate măsurătorile făcute unul din semnalizatoare a fost legat la aparatul de măsurare iar al doilea de camera de presiune constantă (5) fig. 2b, pentru a se face un

Fig. 7. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.Fig. 8. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.Fig. 9. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.Fig. 10. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.

control permanent al presiunii din această cameră. Este de remarcă faptul că, la un debit corespunzător de aer de la butelie, presiunea în camera (5) a rămas riguros constantă, respectiv nivelul lichidului din tubul de sticlă (9) s-a menținut la valoarea sa minimă corespunzătoare lui H .

La etalonare s-a plecat întotdeauna de la valoarea lui $\delta=0$ în trepte de câte 10μ .

Pentru fiecare punct din diagramă s-au făcut 8—10 măsurători. Așa cum era de altfel de așteptat, deși am folosit mănuși de cauciuc, s-a observat că datorită influenței temperaturii corpului după primele 3—4 măsurători se obține o scădere a lui h , cu o mărime corespunzătoare unei alungiri $\approx 1\mu$ la o lungime nominală măsurată de cca. 6 mm, după care indicațiile aparatului se stabilizează la o anumită valoare.

La o măsurare îngrijită, variația indicațiilor a fost de $\pm 0,1\mu$ și nu a depășit în nici un caz $\pm 0,5\mu$, fiind mai mare la rapoartele de amplificare mai mari și în special în prima porțiune a curbei de etalonare (la $\delta=10-30\mu$).

Rezultatele obținute la etalonarea aparatului sînt trecute în diagramele din fig. 7—11.

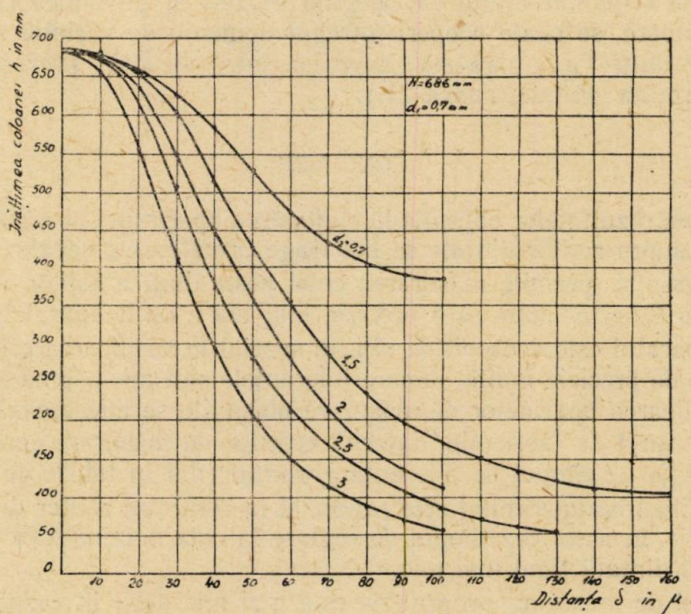


Fig. 11. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.

Comparînd curbele teoretice cu cele experimentale se observă că deși alina curbelor se menține, ele diferă unele de altele pe de o parte datorită coeficienților de debit α_1 și α_2 a căror raport variază de la caz la caz și este diferit de valoarea 1 admisă inițial și pe de altă parte, datorită fenomenelor ce au loc la eșirea jetului de aer din diuza de eșire.

UTILIZAREA APARATULUI

În funcție de mărimea câmpului de toleranță a piesei controlate, se poate alege perechea de diuze și înălțimea H cea mai potrivită.

De exemplu pentru toleranța $T_{Cn}=80\mu$, care corespund roților dințate cu modul $m=4$ mm și diametrul roții $D=400$ mm, în clasa de precizie cea mai grosolană ar fi potrivită perechea de diuze cu $d_1=0,5$; $d_2=1$ mm; și $H=700$ mm (sau chiar $H=500$ mm) precum și perechea de diuze $d_1=0,7$ cu $d_2=1,5$ mm și aceleași valori ale lui H .

Intrucât la presiuni mici și diametre mici de diuze, este mai mare pericolul de infundare al diuzelor, datorită uleiului sau a altor impurități din aer, am recomanda pentru cazul amintit utilizarea diuzelor $d_1=0,7$ cu $d_2=1,5$ și $H=700$ mm, deși în acest caz consumul de aer este mai mare.

Evident, se recomandă a se face reglarea aparatului la cota nominală în așa fel, încât să fie utilizată acea porțiune a curbei, în care avem raportul de amplificare cel mai mare, respectiv citirile se fac mai ușor.

Este de remarcat faptul că, alegând diuzele și presiunea de regim H corespunzătoare, se poate acoperi întregul domeniu de variație a toleranței cotei peste dinți T_{Cn} , care este cuprinsă între 4—200 μ (vezi V. Ruzicka Controlul roților dințate, anexa 21.).

CONCLUZII

În urma rezultatelor obținute la etalonarea aparatului și a măsurărilor efectuate asupra roților dințate se pot trage următoarele concluzii:

— Aparatul permite măsurarea cotei peste dinți a roților dințate pînă la valoarea $C_n=150$ mm cu o precizie mai mare decît aparatele existente.

— Aparatul este deosebit de util, în special la verificarea roților dințate din clasele de precizie înaltă, la care toleranțele sînt mici, (pînă la 20—25 μ) și prin utilizarea aparatelor de măsurare obișnuite se micșorează mult câmpul de toleranță de fabricație, datorită erorilor de măsurare care sînt mari în comparație cu câmpul de toleranță garantat (dat în tabele de toleranțe).

— Utilizarea aparatului este rațională la controlul roților dințate fabricate în serie, în acest caz timpul de reglare la cota nominală ce revine pentru o roată dințată fiind mai mic.

Timpul de măsurare propriu-zis este mai mic decît în cazul aparatelor cu șurub micrometric.

— Construcția aparatului este simplă și ieftină.

— Aparatul poate fi utilizat și pentru măsurarea lungimilor în general cu precizie de ordinul micronilor.

După cum s-a arătat și în cuprinsul lucrării, prin utilizarea aparatului realizat se aduce o îmbunătățire a metodelor de control pentru roți dințate, aparatul permițînd controlul rapid și cu o precizie mai mare decît aparatele existente.

ИЗУЧЕНИЕ, ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ТАРИРОВКА НОВОГО ПНЕВМАТИЧЕСКОГО АППАРАТА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ОБЩЕЙ НОРМАЛИ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

(РЕЗЮМЕ)

В работе даны конструкция и кривые тарировки нового аппарата предназначенного для измерения общей нормали зубчатых передач.

Аппарат, действуя на основе принципа пневматического измерения, делает возможным измерение общей нормали зубчатых передач с большей точностью чем аппараты используемые в настоящее время. Рекомендуются его употребление особенно при проверке передач высшего класса точности.

Аппарат может быть использован и для относительного измерения длин вообще, с точностью до порядка микронов.

L'ETUDE, L'ETABLISSEMENT DU PROJET, LA REALISATION ET L'ETALONNEMENT D'UN NOUVEL APPAREIL PNEUMATIQUE POUR LA MESURE DE LA NORMALE COMMUNE DES ROUES DENTÉES

(RESUME)

On présente la construction et les courbes d'étalonnement d'un nouvel appareil destiné à la mesure de la normale commune des roues dentées. L'appareil permet la mesure de la normale commune des roues dentées avec une précision plus grande que celle des appareils utilisés à présent. C'est ainsi qu'on recommande l'utilisation de ce nouvel appareil surtout pour le contrôle des roues de haute précision.

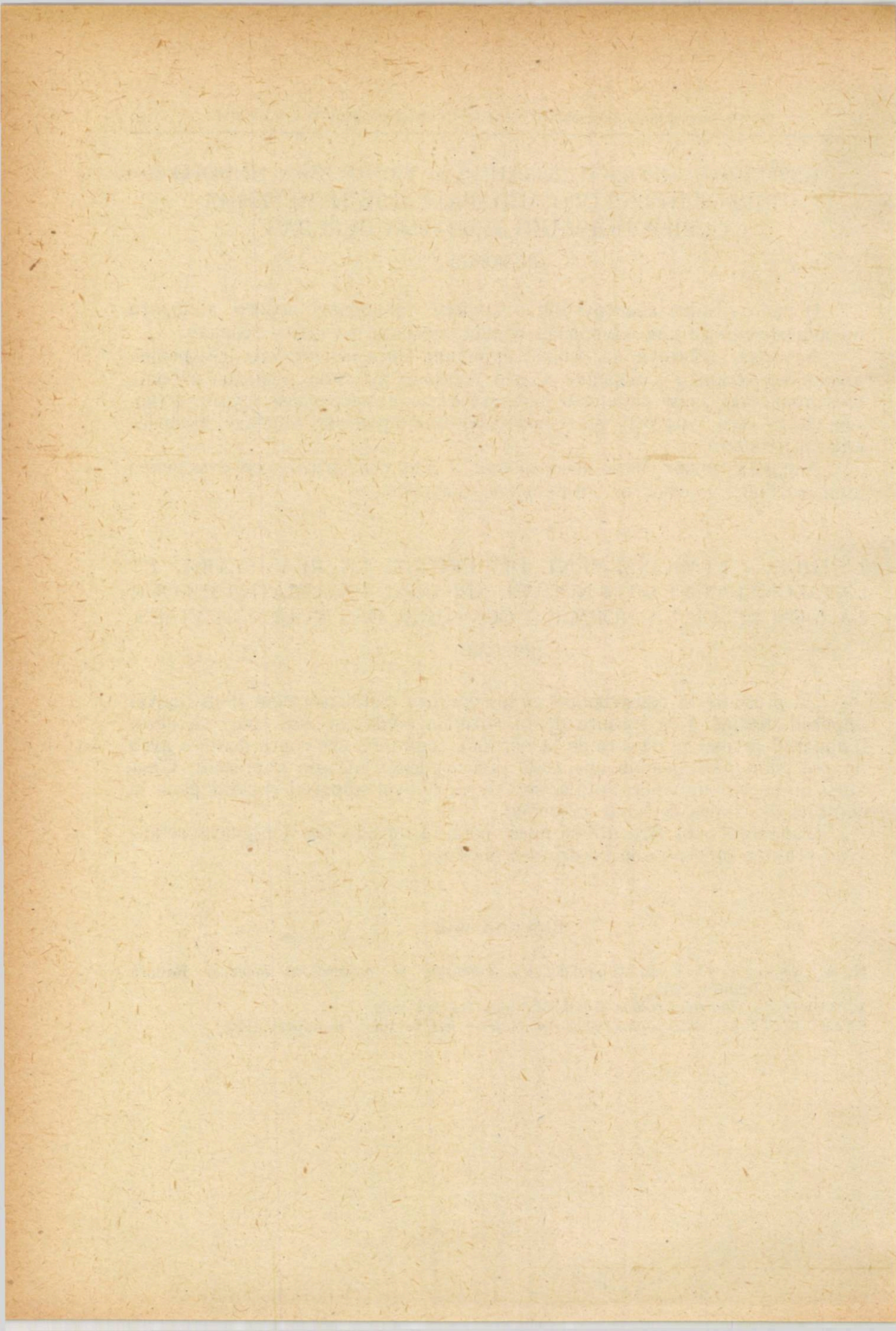
L'appareil peut être utilisé aussi pour la mesure des longueurs relatives avec une précision de l'ordre des microns.

BIBLIOGRAFIE

G. A. Aparin și I. E. Gorodețki, *Toleranțe și măsurători Tehnice*, Editura Tehnică, 1956.

V. Ruzicka, *Controlul roților dințate*, Editura Tehnică 1959.

Stekl György, *Alacsonynyomású pneumatikus jelzőkészülék*, Budapest, 1959.



FUNDAMENTAREA TEORETICĂ A PRINCIPALELOR FENOMENE CONSTATATE EXPERIMENTAL LA PRELUCRAREA ANODO- MECANICĂ A METALELOR. [I]

DE

A. NANU

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. TEORII EXISTENTE ASUPRA NATURII PROCESULUI DE PRELUCRARE ANODO- MECANIC AL METALELOR

Complexitatea factorilor care condiționează natura procesului de prelucrare anodo-mecanică și noutatea procesului, încă puțin aplicat în industrie, fac ca „legile de bază ale prelucrării anodo-mecanice să fie stabilite în special pe baza rezultatelor practice, cercetări mai amănunțite asupra procesului putînd duce la precizarea și corectarea acestor legi“ [1 p. 245].

Majoritatea cercetătorilor au căzut de acord că se pot distinge două fenomene care stau la baza îndepărtării metalului în această prelucrare.

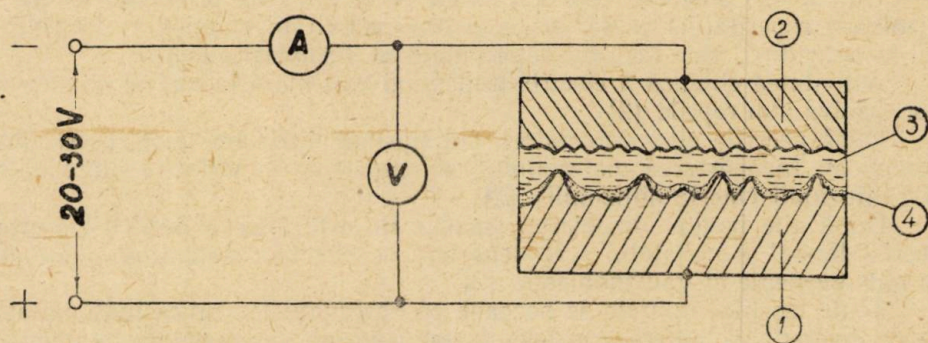


Fig. 1. Schema prelucrării anodo-mecanice.

În primul rînd are loc o dizolvare anodică a asperităților piesei de prelucrat, conectată la polul pozitiv al unei surse de curent continuu cu tensiunea de 20—30 V. [1 fig. 1], polul negativ al aceleiași surse fiind conectat la o sculă metalică [2], care alunecă cu o frecare mică pe suprafața ce

trebuiește prelucrată. În spațiul dintre sculă și piesa de prelucrat se interpune un lichid semidielectric [3] care face funcția și de electrolit (obișnuit silicat de sodiu-sticlă solubilă în apă).

În al doilea rând are loc o **topire** a **asperităților** piesei datorită căldurii în urma impulsurilor de curent electric sub formă de scinte de foarte scurtă durată, care iau naștere între microasperitățile sculei și cele ale piesei, în mediul ocupat de electrolit [3] și în urma ruperii mecanice a unei pelicule anodice [4], care se formează pe anod în urma dizolvării anodice.

Dacă însă cercetătorii au ajuns să fie de acord cu existența acestor două fenomene de bază, nu același lucru se constată în legătură cu teoriile elaborate asupra naturii acestor fenomene.

După majoritatea cercetătorilor natura prelevării materialului de pe piesă prin dizolvarea anodică se bazează pe ipoteza existenței peliculei viscoase.



Fig. 2. Suprafața piesei la prelucrarea anodo-mecanică, acoperită cu pelicula viscoasă
a) - înainte de prelevare și b) - după prelevare.

Pe asperități grosimea peliculei viscoase fiind mai mică decât în adânciturile suprafeței, rezistența electrică mai mică, curentul mai mare și în consecință dizolvarea anodică mai puternică pe aceste asperități. Se realizează o netezire a suprafeței (fig. 2 b).

Cu toate că ipoteza peliculei viscoase este cea mai simplă și în cele mai multe cazuri confirmată experimental, procesul de dizolvare anodică a primit și alte explicații.

Unii autori susțin că nu densitatea de curent este principala cauză a dizolvării asperităților piesei ci „epuizarea activității chimice a electrolitului în adâncituri” este factorul determinant al dizolvării anodice.

Activitatea chimică a electrolitului fiind mai mare la vîrfuri acestea se vor dizolva mai repede [2].

După părerile altor cercetători, mecanismul dizolvării anodice este mai complicat. Îndepărtarea materialului, în special de la vîrfuri se face datorită difuziunii (teoria difuziunii) [2].

După alte ipoteze dizolvarea anodică nu este altceva decât o „electro-decristalizare” a metalului spre deosebire de electrocristalizarea cunoscută în galvanostegie și galvanoplastie [2].

Toate teoriile enunțate se bazează pe observații temeinice însă unilaterale; diversitatea părerilor existente datorîndu-se complexității problemei.

Dacă asupra primului fenomen de bază, dizolvarea anodică a suprafeței piesei, cercetătorii nu au putut da o explicație unitară, asupra celui de-al doilea fenomen fundamental, topirea prin impulsuri de curent, numit și scînteie electrică, părerile sînt mai apropiate [3].

În urma pasivizării suprafeței datorită peliculei anodice, pentru continuarea procesului de dizolvare, pelicula anodică se îndepărtează mecanic în

urma frecării electrodului sculă pe electrodul piesă. Prin ruperea peliculei viscoase și în urma apăsării respective, între asperitățile piesei și sculei iau naștere niște descărcări electrice în urma cărora metalul se topește, vaporizează și se îndepărtează prin intermediul lichidului în mișcare. În felul acesta fenomenul de eroziune este amplificat.

La dispariția descărcării electrice, pelicula viscoasă se formează din nou, pentru ca scînteile să apară în alte puncte de rupere a peliculei și așa mai departe.

Se observă din prezentarea succintă a celor mai la zi teorii despre natura procesului de prelucrare anodo-mecanic al metalelor, că explicarea fenomenelor existente nu este încă completă; nu se evidențiază suficient care dintre factorii ce condiționează prelucrarea are rolul preponderent; legile de bază ale fenomenului sînt explicate aproape exclusiv numai pe bază de observații experimentale, fără însă a se elabora o fundamentare teoretică a lor, fundamentare care să stea la baza studierii în continuare a procesului și îmbunătățirii sale calitative.

În cele ce urmează se va face o prezentare calitativă a rolului preponderent pe care densitatea curentului electric îl are în prelucrarea anodo-mecanică și o fundamentare teoretică a fenomenelor constatate experimental.

2. PREZENTAREA CALITATIVĂ AL ROLULUI PREPONDERENT PE CARE DENSITATEA CURENTULUI ELECTRIC ÎL ARE ÎN PRELUCRAREA ANODO-MECANICĂ

Se poate afirma că dintre toți factorii care condiționează prelucrarea anodo-mecanică, rolul preponderent îl are densitatea curentului electric j , atît în procesul de prelevare prin dizolvare anodică cît și în acela de prelucrare prin impulsuri de curent (scînteii).

Ipoteza peliculei viscoase din fenomenul de dizolvare anodică este condiționată final de valoarea densității de curent. Într-adevăr intensitatea cîmpului electric E fiind mai mare pe asperități și forțele $F = q \cdot E$ sînt mai mari și transportul de sarcini electrice mai mare, lucru care duce la creșterea densității de curent pe asperități; în consecință vîrfurile se vor dizolva mai repede.

O dată cu creșterea tensiunii electrice din circuit ar fi natural ca și curentul să crească, deci curentul, respectiv densitatea de curent, să varieze liniar cu tensiunea și ca urmare tensiunea electrică să fie factorul preponderent al prelevării.

Într-adevăr pînă la o anumită valoare a tensiunii valoarea curentului din circuit este o funcție liniară de tensiune, pentru ca la o anumită valoare a acesteia curentul să ia valoarea maximă [2] [fig. 3], ceea ce înseamnă că un număr maxim de ioni sînt dirijați prin electrolit.

La creșterea în continuare a tensiunii o dată cu apariția peliculei viscoase apare o polarizare a anodului (piesă) și cîmpul electric dintre anod

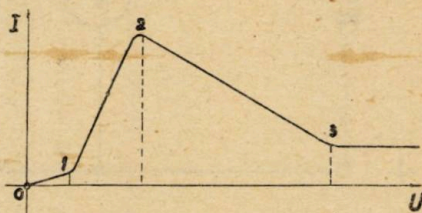


Fig. 3. Caracteristica $I=f(U)$ la prelucrare prin dizolvare anodică.

și catod scade (cu toate că tensiunea electrică crește) și o dată cu aceasta forța $F = q \cdot E$, deci curentul, respectiv densitatea de curent; pentru ca de la o valoare a tensiunii curentul să devină minim [3] [fig. 3] sau chiar să se anuleze total. Apare evident că dizolvarea este dirijată de densitatea curentului electric din circuit și nu de tensiune.

Ipoteza „epuizării activității chimice a electrolitului în adâncituri” însemnează o „activitate chimică”, mai ridicată la vîrfurile asperităților. Ori acest lucru nu reprezintă altceva decît o intensitate de cîmp electric mai mare la vîrfuri, o concentrare de ioni dirijați de forțele $F = q \cdot E$ și deci tot o densitate de curent mai mare pe asperități decît în adâncituri.

Ipoteza „electrodecrystalizării” care susține că dizolvarea este preponderentă în părțile cele mai active ale suprafeței (vîrfuri) este justă. Dacă se urmărește însă cauza dizolvării anodice se ajunge tot la valoarea densității de curent care dirijează intensitatea procesului; la același curent se vor dizolva mai repede părțile active. Se observă că la toate ipotezele prezentate densitatea curentului electric este factorul preponderent ce condiționează prelevarea materialului.

În cazul procesului de prelevare prin impulsuri de curent (scînteii) fenomenul este mai complex, apărînd explozii ale asperităților cu pulverizare și topire de metal ca o consecință a căldurii locale produse pe de o parte de energia unui bombardament electronic ce se efectuează la apariția scînteii iar pe de altă parte datorită căldurii produse de efectul Joule-Lenz în asperități (fig. 4) [3, 5].

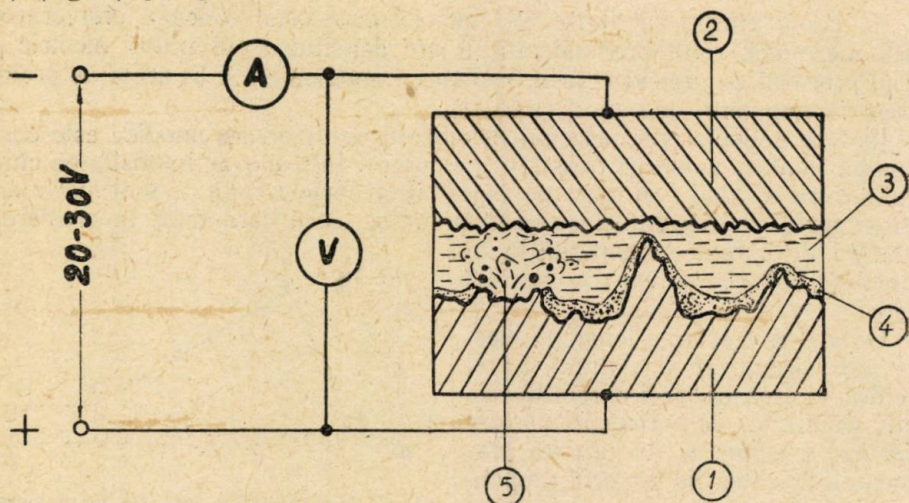


Fig. 4. Prezentarea schematică a prelucrării prin scînteii.

Cum însă atât căldura produsă prin bombardamentul electronic cît și căldura produsă prin efectul Joule-Lenz este funcție tot de numărul de electroni ce lovesc suprafața și apoi continuă drumul prin asperități, se poate afirma că și procesul de prelevare prin scînteii este funcție tot de densitatea de curent.

Rezultatele experimentale prezentate în literatura de specialitate [1,2,3,4,5,6,7] precum și cele determinate în Laboratorul de Electrotehnologie a I.P.T., confirmă calitativ afirmațiile făcute. Cum este și natural numai o confirmare experimentală este necesară însă nu și suficientă.

Pentru a completa un gol existent în acest domeniu nou al literaturii, se caută în continuare a se da o fundamentare teoretică a fenomenelor constatate experimental.

3. FUNDAMENTAREA TEORETICĂ A PRINCIPALELOR FENOMENE CONSTATATE EXPERIMENTAL LA PRELUCRAREA ANODO-MECANICĂ

Dizolvarea anodică și topirea prin impulsuri de curent au loc simultan pe toată suprafața supusă prelucrării anodo-mecanice.

În funcție de mărimea densității de curent poate să fie preponderentă sau prelevarea prin dizolvare anodică sau cea prin scînteii.

La densități mici de curent dizolvarea anodică este componenta principală a prelevării pe cînd la densități mai mari topirea prin scînteii este preponderentă față de dizolvare.

Cantitatea de material îndepărtată de pe piesă în unitatea de timp este mai mare în cazul preponderenței scînteilor, în schimb calitatea suprafeței prelucrată în acest caz este mai grobă.

Din aceste cauze la degroșare se lucrează cu densități mai mari de curent, pe cînd la finisare cu densități mai mici.

Forma materialului îndepărtat este sferică cu diametrul de ordinul micronilor. Acest lucru se observă analizînd la microscop o cantitate din lichidul dielectric ce a trecut printre electrozii sub tensiune.

Dacă se notează cu M greutatea totală a materialului îndepărtat de pe anod în unitatea de timp, cu M_d cantitatea îndepărtată prin dizolvarea anodică și cu M_s aceea detașată de scînteile electrice, rezultă :

$$M = M_d + M_s \quad (1)$$

La dizolvarea anodică M_d în grame se calculează după legea lui Faraday.

$$M_d = I \cdot t \cdot \alpha \cdot 10^3 = j \cdot S_d \cdot t \cdot \alpha \cdot 10^3 \quad (2)$$

în care j este densitatea curentului în A/cm²; S_d suprafața pe care are loc densitatea de curent respectiv dizolvarea, în cm²; t timpul în cazul de față considerat unitate, adică una secundă; α echivalentul electrochimic al electrolitului în mg/A sec.

Dacă S este suprafața totală supusă prelucrării,

$$S_d = \zeta_d \cdot S \quad (3)$$

în care ζ_d este un coeficient fără dimensiune, care poate lua valorile de la 0 pînă la 1; 1 cînd prelevarea se face exclusiv prin dizolvare și 0 cînd aceasta se realizează numai prin scînteii.

Rezultă :

$$M_d = k_1 j S \quad (4)$$

în care $k_1 = \zeta_d \cdot t \cdot \alpha \cdot 10^3$ cu dimensiunea g/A.

Din relația (4) rezultă că dizolvarea anodică este funcție de densitatea curentului electric j .

La prelevarea prin scînteii, M_s în grame se determină din relația :

$$M_s = V \cdot \gamma, \quad (5)$$

în care V este volumul total de material în cm^3 îndepărtat de pe suprafață în unitatea de timp, iar γ densitatea metalului în g/cm^3 .

Se consideră un impuls prin intermediul căruia se detașează de pe anod o particulă de metal. Pentru simplificare se consideră particula sferică,

avînd raza r_{max} egală cu limita pînă la care temperatura metalului ajunge la temperatura de topire τ_t , sursa de căldură fiind considerată punctiformă, în centrul sferei. Căldura se transmite de la centrul sferei radial prin conductibilitate termică a metalului (fig. 5).

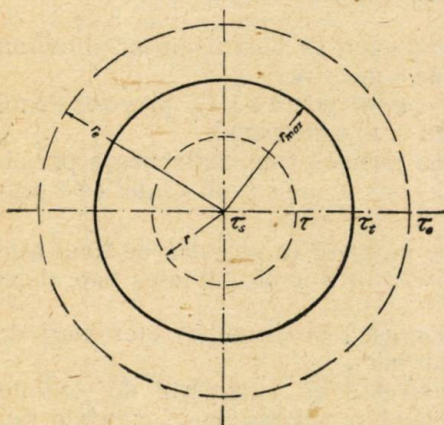


Fig. 5. Sfera de metal care se topește la impuls.

$$\tau_s > \tau > \tau_t > \tau_e \quad (6)$$

Temperatura sursei de căldură τ_s este mai mare decît temperatura τ din interiorul sferei considerate, aceasta mai mare decît temperatura de topire a metalului τ_t iar în exteriorul sferei considerate temperatura τ_e este mai mică decît τ_t .

Se va îndepărta de pe asperitate numai materialul ajuns cel puțin la temperatura de topire τ_t .

Cum în interiorul volumului ocupat de sferă cu raza r_{max} este îndeplinită condiția impusă, înseamnă că se va îndepărta din asperitate la un impuls metal topit de volumul :

$$V = \frac{4}{3} \pi r_{max}^3 \quad (7)$$

Pentru a se exprima r_{max} se pleacă de la ecuația diferențială a conductibilității termice și se obține valoarea maximală a razei sferei în care are loc topirea completă a metalului [4].

$$r_{max} = \sqrt{\frac{1}{\pi e}} \cdot \sqrt[3]{\frac{2Q}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma}} \quad (8)$$

Rezultă expresia volumului materialului îndepărtat la un impuls :

$$V = \frac{4}{3} \pi \left(\frac{1}{\pi e} \right)^{3/2} \cdot \frac{2Q}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma} = k_2 \frac{Q}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma} \quad (9)$$

în care constanta k_2 este

$$k_2 = \frac{8}{3} \pi \left(\frac{1}{\pi e} \right)^{3/2}.$$

Simultan însă pe unitatea de suprafață apar n_0 impulsuri.

Expresia numărului simultan de impulsuri ce apar pe unitatea de suprafață este [4] :

$$n_0 = \alpha_1 \left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right) \right]^2 \right\} \quad (10)$$

în care p este presiunea specifică dintre electrozi, γ_s greutatea specifică a soluției dintre electrozi și $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$ constante.

Înmulțind pe n_0 cu toată suprafața S se obține numărul de descărcări simultan n , pe toată suprafața, în timpul t_0 cît durează un impuls.

$$n = n_0 S \quad (11)$$

Raportînd pe n la t_0 se obține numărul de descărcări N din unitatea de timp pe toată suprafața.

$$N = \frac{S}{t_0} \alpha_1 \left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right) \right]^2 \right\} \quad (12)$$

Produsul lui N cu v dă volumul de material îndepărtat de pe toată suprafața în unitatea de timp.

$$V = v \cdot N = k_2 \frac{Q}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma} \cdot \frac{S}{t_0} \alpha_1 \left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right) \right]^2 \right\} \quad (13)$$

$$= k_3 \frac{\left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right) \right]^2 \right\} S}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma \cdot t_0} \cdot Q$$

în care $k_3 = k_2 \alpha_1$.

Cantitatea totală de căldură Q (în calorii) produsă la un impuls este însă egală cu suma căldurii, produsă prin bombardament electronic (Q_b) și cea produsă prin efect caloric Joule-Lenz (Q_j) în asperitate.

$$Q = Q_b + Q_j \quad (14)$$

Căldura Q_b se produce prin bombardarea asperității cu electronii smulși din catod prin emisie rece (catodul nu se încălzește) în urma acțiunii forțelor $F_e = eE_s$ în care e este sarcina electrică a unui electron ($1,6 \cdot 10^{-19} C_b$) și E_s intensitatea cîmpului electric din spațiul scînteii în v/cm (fig. 6).

Q_b are expresia :

$$Q_b = 0,24 W_b. \quad (15)$$

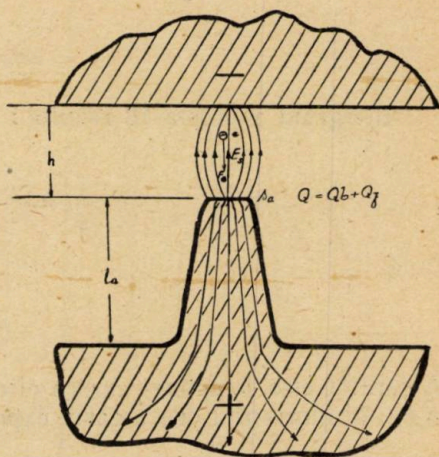


Fig. 6. Schema asperității anodului și a cîmpului E_s .

în care :

W_b este cota parte din energia totală a energiei electronilor opriți pe anod, care se transformă în căldură și produc topirea, respectiv pulverizarea violentă a asperității (W/sec) și 0,24 este echivalentul caloric al energiei electrice ($cal/Wsec$).

Energia W_b se obține din relația :

$$W_b = \zeta_s \sum_1^{n_e} \frac{m_e v_e^2}{2} = \zeta_s n_e \frac{m_e v_e^2}{2} \quad (16)$$

în care : m_e este masa unui electron (10^{-27} g) ; v_e viteza electronului în (cm/sec) ; ζ_s un coeficient care arată cota parte din energia totală degajată la bombardamentul electronic care transformată în căldură, produce prelevarea prin scînteii (știut fiind faptul că din energia totală a electronilor frînați de anod, o parte se consumă pentru topirea acestuia, o parte se pierde prin conductibilitatea termică a anodului, o parte se preia de lichid și o parte se pierde prin fenomene de radiații) și n_e reprezintă numărul de electroni ce bombardează anodul la un impuls.

Pentru calcularea expresiei lui W_b trebuiește determinată expresia vitezei v_e și a numărului de electroni n_e ce bombardează anodul.

Se pleacă de la egalitatea :

$$F_e = eE_s = m_e \frac{dv_e}{dt} \quad (17)$$

$$dv_e = \frac{eE_s}{m_e} dt. \quad (18)$$

Integrînd expresia 18 rezultă :

$$v_e = \int_0^{v_e} dv_e = \frac{eE_s}{m_e} \int_0^{t_0} dt = \frac{eE_s}{m_e} \cdot t_0 \quad (19)$$

Dacă

$$E_s = \frac{U}{h} \quad (20)$$

în care U este tensiunea dintre electrozi în V și h distanța dintre electrozi în cm în momentul descărcării, expresia vitezei electronilor devine :

$$v_e = \frac{eU}{m_e h} \cdot t_0 \quad (21)$$

Numărul de electroni n_e se determină împărțind sarcina electrică totală transportată de la catod la anod la un impuls (Q_e în C_b) cu sarcina electrică a unui electron (e).

$$n_e = \frac{Q}{e} = \frac{I \cdot t_0}{e} = \frac{j \cdot S_a \cdot t_0}{e} \quad (22)$$

în care j este densitatea curentului electric din canalul descărcării în A/cm^2 și s_a secțiunea canalului considerată egală cu suprafața asperității bombardate (în cm^2).

Înlocuind pe 21 și 22 în 16 se obține :

$$W_b = \xi_s \cdot \frac{j \cdot s_a \cdot t_0}{e} \cdot \frac{1}{2} m_e \left(\frac{e \cdot U}{m_0 h} \cdot t_0 \right)^2 = k_4 \cdot j \cdot E_s^2. \quad (23)$$

în care :

$$k_4 = \xi_s \frac{s_a \cdot e \cdot t_0^3}{2m_e}$$

Rezultă că W_b este funcție tot de densitatea curentului electric însă și de patratul intensității câmpului electric.

$$Qb = 0,24 \cdot W_b = 0,24 \cdot k_4 \cdot j \cdot E_s^2 = k_s \cdot j \cdot E_s^2 \quad (24)$$

în care :

$$k_s = 0,24 \cdot k$$

Considerînd tensiunea $U = 20$ V, timpul unei descărcări maximum $t_0 = 10^{-3}$ sec, distanța dintre electrozi în timpul scînteii $h = 10^{-3}$ cm, $j = 10^4$ A/cm^2 și suprafața bombardată $S_a = 10 \mu^2$ rezultă la un impuls, o viteză v_e de ordinul 10^9 cm/sec, n_e de ordinul 10^{21} , ceea ce duce la un W_b de ordinul 10^{10} pînă la 10^{11} W sec sau 10^4 pînă la 10^5 KWh energie instantanee. Ori această energie mare duce la pulverizări, explozii locale, caracteristice prelucrărilor prin scînteii. Valoarea numerică a energiei W_b determinată prin calcul este de același ordin de mărime ca și cea determinată experimental [3], fapt care confirmă exactitatea calculelor efectuate.

Căldura Q_j se produce prin efect caloric Joule-Lenz în spațiul asperității. Acest efect are loc și în restul circuitului, însă secțiunea mai mare duce la scăderea lui j și R deci a efectului caloric în piesă. Se va lua în considerare deci numai căldura Q produsă în asperități.

$$Q_j = 0,24 W_j. \quad (25)$$

în care W_j reprezintă energia electrică transformată în căldură în unitatea de timp (W sec).

$$W_j = I^2 R = j^2 \cdot s_a^2 \cdot \frac{\rho \cdot l_a}{s_a} = j^2 \cdot \rho \cdot v_a. \quad (26)$$

în care : j reprezintă densitatea curentului electric prin asperitate (A/cm^2) ; ρ rezistența specifică a metalului piesei în Ω cm și v_a este volumul asperității în cm^3 , ($v_a = S_a \cdot l_a$ vezi fig. 6).

$$Q_j = 0,24 \cdot j^2 \cdot \rho \cdot v_a = k_6 \cdot j^2 \cdot \rho \cdot v_a \quad (27)$$

în care :

$$k_6 = 0,24.$$

Rezultă că :

$$Q = k_5 j E_s^2 + k_6 j^2 \rho v_a$$

$$Q = j [k_5 E_s^2 + k_6 \cdot j \cdot \rho \cdot v_a] \quad (28)$$

și

$$V = k_3 \frac{\left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right)^2 \right] \right\} S}{\tau_t \cdot c \cdot \gamma \cdot t_0} \cdot j [k_5 E_s^2 + k_6 \cdot j \cdot \rho \cdot v_a]. \quad (29)$$

Cum însă : $M_s = V \cdot \gamma$, rezultă :

$$M_s = k_3 j \cdot S \frac{\left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right)^2 \right] \right\}}{\tau_t \cdot c \cdot t_0} [k_5 E_s^2 + k_6 \cdot j \cdot \rho \cdot v_a] \quad (30)$$

Înlocuind expresia 2 și 30 în 1, rezultă ecuația greutății totale a materialului prelevat de pe anod în unitatea de timp, la prelucrarea anodo-mecanică a metalelor.

$$M = k_1 j S + k_3 j S \frac{\left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right)^2 \right] \right\}}{\tau_t \cdot c \cdot t_0} [k_5 E_s^2 + k_6 \cdot j \cdot \rho \cdot v_a] =$$

$$= j \cdot S \left\{ k_1 + k_3 \frac{\left\{ 1 - \alpha_2 \gamma_s^2 \left[p - \left(\alpha_3 - \frac{\alpha_4}{\gamma_s} \right)^2 \right] \right\}}{\tau_t \cdot c \cdot t_0} [k_5 E_s^2 + k_6 \cdot j \cdot \rho \cdot v_a] \right\}. \quad (31)$$

CONCLUZII

Cantitatea totală de material prelevat de pe anod în unitatea de timp, la prelucrarea anodo-mecanică este proporțională în primul rând cu densitatea de curent j , cu suprafața totală S supusă acțiunii lui j , cu intensitatea cîmpului electric E_s ce ia naștere la descărcarea prin scînteii, cu rezistența specifică ρ a metalului piesei, cu presiunea specifică p dintre electrozi și cu greutatea specifică γ_s a soluției interpusă între electrozi, însă este invers proporțională cu temperatura de topire a metalului, căldura sa specifică și timpul în care are loc un impuls de curent (scînteie).

Concluziile teoretice rezultate din analiza ecuației 31 sînt confirmate experimental [1,5].

Cu toate că în calcule s-au făcut ipoteze simplificatorii (topirea metalului se face în corpuri sferice, observate de fapt în electrolit) și nu s-au luat în considerare o serie de factori ca viteza electrodului sculă, viteza, modulul și debitul lichidului de lucru, precum și alte fenomene secundare, totuși cele prezentate dau o fundamentare teoretică suficientă a fenomenelor constatate experimental la prelucrarea anodo-mecanică a metalelor și scot în evidență rolul preponderent pe care îl are densitatea de curent j la aceste prelucrări.

În partea II-a a lucrării se vor prezenta valorile numerice ale constantelor ce intră în ecuația generală a procesului, parte din ele determinate prin calcul și parte pe cale experimentală pentru diferitele variante ale prelucrării anodo-mecanice.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ГЛАВНЫХ ФЕНОМЕНОВ ОПРЕДЕЛЕННЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМ ПУТЕМ ПРИ АНОДНО-МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ

(РЕЗЮМЕ)

Объяснение сложных явлений, происходящих при анодно-механической обработке металлов недостаточно ясно показано в специальной литературе. Основные законы объяснены исключительно на основе опытов.

В работе делается синтез теорий анодно-механической обработки, показывается роль плотности электрического тока j в изъятии материала.

Выводится общее выражение изъятия материала, учитывая анодное растворение и импульсы тока — искры, действующие одновременно в процессе.

FONDATION THÉORIQUE DES PRINCIPAUX PHÉNOMÈNES QU'ON A CONSTATÉS PAR VOIE EXPÉRIMENTALE À L'USINAGE ANODO- MÉCANIQUE DES MÉTAUX

(RÉSUMÉ)

On fait une synthèse des théories élaborées jusqu'à présent concernant l'usinage anodo-mécanique. On fait une présentation qualitative du rôle prépondérant que joue la densité du courant électrique j dans le prélevement du matériau et une fondation théorique des phénomènes constatés par voie expérimentale.

On déduit l'expression générale du prélevement de matériaux en tenant compte de la dissolution anodique et des impulsions du courant-étuicelles qui actionnent simultanément dans le processus.

BIBLIOGRAFIE

1. Popilov L. I. și alții, *Prelucrarea electrică a metalelor*. Traducere din limba rusă E. T. 1956.
2. Popilov L. I., *Tehnologia lustririi electrolitice a metalelor*. Traducere din limba rusă IDT 1955.
3. Lazarenko B. R. și Lazarenko M. I., *Prelucrarea metalelor prin scînteii*. Traducere IDT din „Electricestvo” nr. 8 1955.
4. Singer M., *Productivitatea și calitatea suprafeței în prelucrarea anodo-mecanică a metalelor*. Autoreferat de dizertație, Institutul Politehnic Brașov 1956.
5. *Procedee moderne de prelucrare pe cale electrică a metalelor*. Culegeri de material documentar IDT 1956.
6. E. Williams, Woordford I., Smith B., *Progrese recente în teoria și proiectarea mașinilor-unelte cu scînteii electrice*. AIE Transactions nr. 5/1954.
7. A. Nanu, *Tehnologia metalelor*. Volumul IV, Ed. MIC 1958.

CONTRIBUȚII CU PRIVIRE LA DETERMINAREA GRADULUI DE NESIMETRIE DE TENSIUNE DIN REȚEAUA TRIFAZATĂ DATORIT TRACȚIUNII ELECTRICE MONOFAZATE LA 50 Hz

DE

RĂDOII ARSENE

Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice din 30—31 ianuarie 1961

Electrificarea căilor ferate are o importanță deosebită pentru economia națională. Acest lucru se reflectă în Hotărârile Congresului al III-lea al P.M.R. pentru planul de dezvoltare a economiei naționale pe anii 1960—1965, care prevăd electrificarea liniei duble București-Brașov și începerea electrificării liniei Filiași-Balota-Caransebeș, unde sistemul de tracțiune electrică prezintă o eficacitate economică importantă.

Progresele recent realizate în domeniul tracțiunii electrice, impun pentru viitoarele electrificări de căi ferate sistemul monofazat la 50 Hz [3], [4]. La sistemul de tracțiune electrică monofazată de frecvență industrială, alimentarea cu energie a locomotivei se face de la linia de contact cu un singur fir de contact prin stații de transformare ale căror bare primare sînt racordate la cîte două faze ale rețelei trifazate de transport. Folosirea rețelei trifazate la alimentarea sistemului de tracțiune electrică monofazată de frecvență industrială atrage după sine o încărcare nesimetrică a rețelei trifazate.

1. CALCULUL GRADULUI DE NESIMETRIE DE TENSIUNE ÎN PUNCTUL DE RACORD AL SUBSTAȚIEI DE TRACȚIUNE DUPA FORMULA PROPUȘĂ ÎN LITERATURĂ

Gradul de nesimetrie de tensiune din rețeaua trifazată se exprimă ca raport între componenta inversă U_i și componenta directă a tensiunii U :

$$k_u = \frac{U_i}{U_d} \quad (1)$$

Un sistem energetic trifazat la care este racordată, în punctul M , o sarcină monofazată poate fi reprezentat prin schema din fig. 1.

În fig. 1 s-au făcut următoarele notații :

- G — generatorul trifazat echivalent ;
- A — receptorul trifazat echivalent ;
- Z_m — impedanța sarcinii monofazate de tracțiune ;
- Z'_d — impedanța directă a rețelei situată în stînga punctului M ;
- Z''_d — impedanța directă a rețelei situată în dreapta punctului M ;
- Z'_i — impedanța inversă a rețelei situată în stînga punctului M ;
- Z''_i — impedanța inversă a rețelei situată în dreapta punctului M .

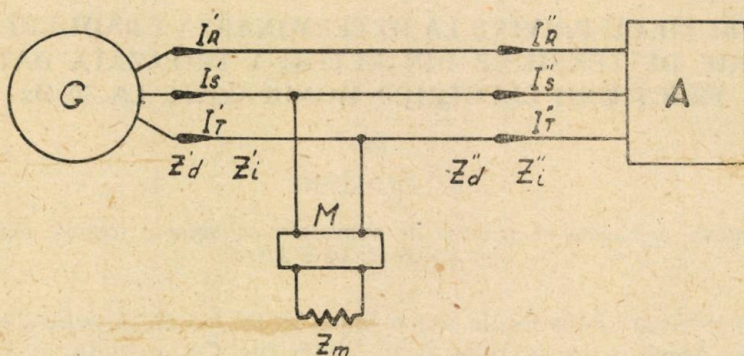


Fig. 1.

S-a demonstrat de către E. Pronteau [5], că gradul de nesimetrie de tensiune în punctul M , de racordare al stației de tracțiune la rețeaua trifazată are următoarea expresie :

$$k_u = \frac{Z_{ie}}{Z_{ie} + Z_m} \quad (2)$$

unde Z_{ie} este impedanța inversă echivalentă a impedanțelor inverse Z'_i și Z''_i conectate în paralel, adică :

$$Z_{ie} = \frac{Z'_i \cdot Z''_i}{Z'_i + Z''_i} \quad (3)$$

Intrucît în majoritatea cazurilor impedanța inversă echivalentă a rețelei trifazate Z_{ie} este o mărime dificil de determinat, formula (2) sub această formă are o utilitate redusă.

Din relația (2), M. F. Chappée [6] a dedus o expresie a gradului de nesimetrie de tensiune în funcție de elemente cunoscute ale rețelei trifazate :

$$k_u = \frac{S_m}{S_{set}} \quad (4)$$

unde S_m este puterea aparentă a racordului monofazat.

S_{set} este puterea de scurtcircuit trifazat a rețelei în punctul M de racord monofazat.

În cazul sistemului energetic de la noi din țară, care ar alimenta substațiile de tracțiune ale căii ferate Cîmpina-Brașov, puterile de scurtcircuit trifazat, în punctele de racord ale substațiilor de tracțiune, sînt cuprinse între 120 MVA și 400 MVA. Rezultă că pentru un racord monofazat de 10 MVA, nesimetria de tensiune nu depășește următoarele valori:

$$k_u = \frac{10}{120} = 0,0835 \quad k_u = \frac{10}{440} = 0,0227$$

La determinarea gradului de nesimetrie de tensiune după relația (4), care se folosește în literatură [6], [7], rezultă erori mari, întrucît la determinarea ei s-a făcut ipoteza că impedanța inversă echivalentă este egală cu impedanța directă echivalentă a rețelei trifazate și totodată s-a neglijat puterea aparentă a racordului monofazat față de puterea de scurtcircuit trifazat a rețelei. Autorul își propune să determine eroarea ce se produce cînd se calculează nesimetria de tensiune după relația (4).

2. DETERMINAREA CORECȚIEI LA CALCULUL NESIMETRIEI DE TENSIUNE CA RAPORT ÎNTRE PUTEREA APARENTĂ MONOFAZATĂ ȘI PUTEREA DE SCURT CIRCUIT TRIFAZAT A REȚELEI

Se notează cu λ raportul dintre impedanța inversă echivalentă Z_{ie} și impedanța directă echivalentă Z_{de} a rețelei trifazate:

$$\lambda = \frac{Z_{ie}}{Z_{de}} \quad (5)$$

Înlocuind relația (5) în (2) și împărțind numărătorul și numitorul cu pătratul tensiunii de linie U_1 se obține:

$$k'_u = \frac{\lambda S_m}{\lambda S_m + S_{sc}} \quad (6)$$

Impedanțele inverse și directe echivalente au expresiile:

$$Z_{de} = \frac{Z_d \cdot Z_d''}{Z_d' + Z_d''} \quad Z_{ie} = \frac{Z_i' \cdot Z_i''}{Z_i' + Z_i''} \quad (7)$$

Impedanțele Z_i' , Z_i'' , Z_d' și Z_d'' sînt la rîndul lor egale cu:

$$Z_i' = Z_{iG} + Z_{tr} + Z_r \quad (8)$$

$$Z_i'' = Z_{iA} + Z_{tr} + Z_r \quad (9)$$

$$Z_d' = Z_{dG} + Z_{tr} + Z_r \quad (10)$$

$$Z_d'' = Z_{dA} + Z_{tr} + Z_r \quad (11)$$

unde s-a notat cu:

Z_{iG} — impedanța inversă a generatorului echivalent;

Z_{dG} — impedanța directă a generatorului echivalent;

Z_{tr} — impedanța transformatorului echivalent;

Z_{iA} — impedanța inversă a receptoarelor trifazate;

Z_{dA} — impedanța directă a receptoarelor trifazate;

Z_r — impedanța liniei de transport de energie.

Valorile impedențelor inverse pentru diferite tipuri de mașini electrice sînt date în tabela 2 [8].

Pentru transformatoare și pentru liniile de înaltă tensiune, impedențele directe sînt egale cu cele inverse și se pot lua următoarele valori relative [9]:

$$\bar{Z}_{tr} = 0,029 + j0,32 \quad (12)$$

$$\bar{Z}_r = 0,1 + j0,28 \quad (13)$$

Autorul a determinat raportul dintre gradul de nesimetrie de tensiune k_u calculat după relația (4) și k'_u calculat după relația (6) pentru diferite cazuri. Rezultatele calculului sînt arătate în tabela I.

Tabela 1

Felul generatoarelor	Felul receptoarelor	$\lambda = \frac{z_{ie}}{z_{de}}$	$\frac{S_{sct}}{S_m}$	$\frac{k_u}{k'_u}$
Turbogeneratoare	motoare asincrone	$\lambda_1 = 0,61$	10	1,93
			100	1,65
Turbogeneratoare	sarcină ohmică	$\lambda_2 = 0,80$	10	1,35
			100	1,26
Hidrogeneratoare	motoare asincrone	$\lambda'_2 = 0,71$	10	1,51
			100	1,42
Hidrogeneratoare	sarcină ohmică	$\lambda'_2 = 0,85$	10	1,26
			100	1,17

În tabela I s-a notat cu λ_1 raportul dintre impedența inversă echivalentă și impedența directă echivalentă a rețelei în cazul cînd sarcina rețelei este formată numai din motoare asincrone iar dacă sarcina este ohmică s-a notat cu λ_2 .

Pentru majoritatea sistemelor energetice se cunoaște în ce raport se găsește sarcina dată de motoarele asincrone față de sarcina ohmică. Notînd cu β raportul dintre sarcina dată de motoarele asincrone și sarcina totală a sistemului energetic, se poate determina pentru o anumită rețea trifazată valoarea lui λ după următoarea expresie:

$$\lambda = \lambda_1 + \beta(\lambda_2 - \lambda_1) \quad (14)$$

Calculînd gradul de nesimetrie de tensiune k_u , după relația aproximativă (4), cu ajutorul curbelor trasate în fig. 2, se poate determina în funcție de λ valoarea corectată a gradului de nesimetrie de tensiune k'_u .

Centralele electrice din apropierea căii ferate Cîmpina-Brașov conțin turbogeneratoare. În acest caz se poate preciza că λ este cuprins între 0,61 și 0,8 (tabela I). Sarcina dată de motoarele asincrone fiind cca. 0,7 din sarcina totală, din relația (14) rezultă valoarea 0,74 pentru λ . Din diagramele din fig. 2 rezultă pentru gradul de nesimetrie valoarea corectată $k'_u = 0,058$ mai mică decît $k_u = 0,0835$.

În concluzie, calculul gradului de nesimetrie de tensiune ca raport între puterea aparentă monofazată și puterea de scurtcircuit trifazat a rețelei este

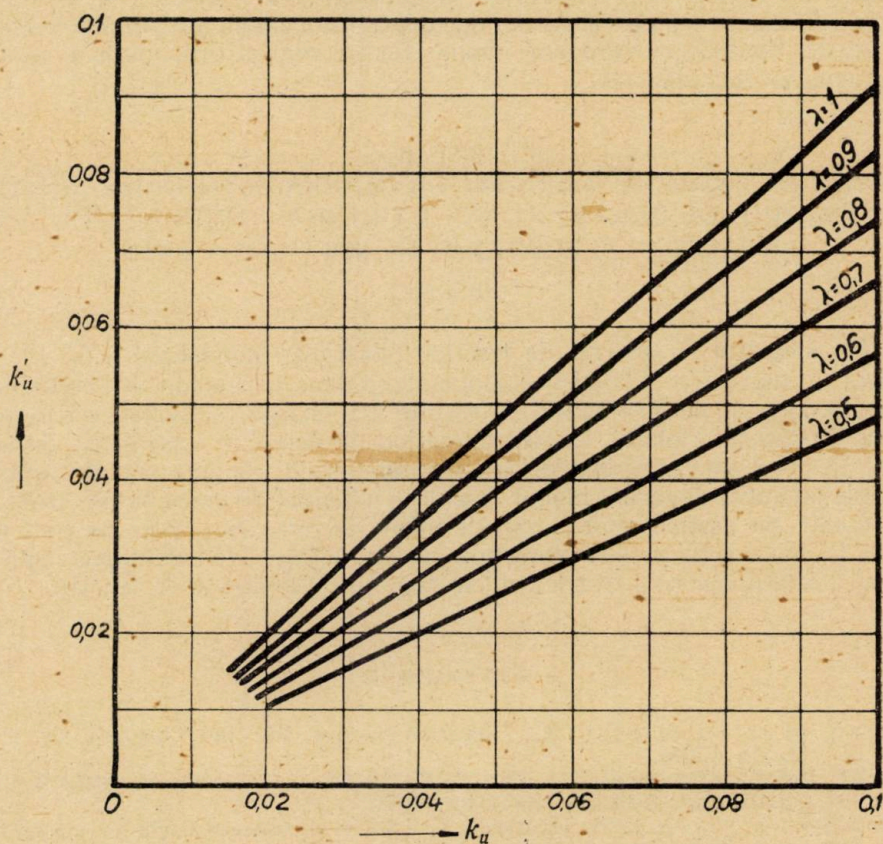


Fig. 2.

simpliciter dar conduce la erori mari. Prin aplicarea corecției la acest raport, propusă de autor, se poate ajunge la o valoare mai exactă a gradului de nesimetrie de tensiune.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ СТЕПЕНИ НЕСИММЕТРИЧНОСТИ НАПРЯЖЕНИЯ ТРЕХФАЗНОЙ СЕТИ ПРИ ОДНОФАЗНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ТЯГЕ НА 50 ГЦ.

(РЕЗЮМЕ)

Введением однофазной системы электрической тяги на 50 гц. реализуется максимальная экономия при электрификации железных дорог. Однако это ведет к несимметричной нагрузке трехфазной сети. Определе-

ние степени несимметричности напряжения в точке разветвления тяговых подстанций, как отношения между кажущейся однофазной мощностью и мощностью трехфазного короткого замыкания сети, является простым, но ведет к большим ошибкам. Автор предлагает поправки для этой расчетной формулы, благодаря которым можно точнее определить степень несимметричности напряжения.

CONTRIBUTIONS CONCERNANT LA DÉTERMINATION DU DEGRÉ D'ASYMÉTRIE DE TENSION DANS LA RÉSEAU TRIPHASÉ DU À LA TRACTION ÉLECTRIQUE MONOPHASÉ À 50 Hz

(RESUMÉ)

En adoptant le système de traction électrique monophasé à 50 Hz on obtient un maximum d'efficacité économique dans le domaine de l'électrification des chemins de fer, mais il en résulte une charge (solicitation) asymétrique du réseau triphasé. La détermination du degré de l'asymétrie de tension, au point de raccordement des substation de traction, comme rapport entre le potentiel apparent monophasé et le potentiel du court-circuit triphasé du réseau, est assez simple; tout de même les erreurs graves ne sont pas rares. L'auteur propose une correction de cette formule de calcul, par laquelle on peut déterminer plus exactement le degré de l'asymétrie de tension.

BIBLIOGRAFIE

1. Acad. prof. Dr Mikloši C., *Tracțiunea electrică*, Min. Inv. Litografia inv. Timișoara (1953).
2. Prof. Dr. Andronescu Pl., *Curs de Electricitate și electrotehnică*, partea II. Litografia Inst. Politehnic Timișoara (1953).
3. Voronin A. V., *Perspectivă primenenia vi S.S.S.R. electricescoi tiaghi na adnofaznom toke*, *Electricestvo* 2 (1957).
4. Vislouh L. A., *Primenenie adnofaznom toka 50 Hz dlia electricescoi tiaghi za rubejom*, *electricestvo* 3 (1957).
5. Pronteau E., *Calcul des tensions dans un réseau triphasé déséquilibré par un prélèvement de puissance monophasé entre 2 phases*, R.G.E. Mai (1960).
6. Chappée M. F., *Les problèmes d'alimentation et de distribution particuliers à la traction électrique à 50 Hz*, Bull. de l'association française des électriciens. Sept. (1951).
7. * * L'électrification en courant monophasé 50 Hz de la ligne Valenciennes à Thionville et les journées d'information de Lille, *Révue générale des chemins de fer*. Juillet (1955).
8. Kilb E., *Die unsymmetrische Belastung des Drehstromnetzes durch Einphasenwechselstrombahnen 50 Hz*, *Elektrische Bahnen Heft 10* (1951).
9. Vajta M., *Az 50 Periodusu egyfazisutirendszr halozati hérései*, Magyar tud. Akademia közlem (1953).

FOLOSIREA GENERATORULUI HALL LA MĂSURAREA GROSIMII ACOPERIRILOR NEMAGNETICE

DE

FRÄNKEL DAVID și WAGNER EMILIA

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

Literatura indică metode magnetice de măsurare a straturilor nefero-
magnetice depuse pe suport feromagnetic, depuneri electrolitice, vopsea etc.

Generatorul Hall, care alimentat cu curent de comandă constant, dă o
tensiune Hall proporțională cu inducția magnetică, permite elaborarea unei
metode magnetice noi, simple și sensibile pentru măsurarea grosimii de ordi-
nul micronilor.

PRINCIPIUL DE MĂSURARE

Se realizează circuitul magnetic reprezentat în fig. 1. Circuitul e format
din miezul feromagnetic 1, în care s-a practicat întrefierul de grosimea d ,
necesar așezării generatorului Hall, suportul feromagnetic 2 de grosimea h
și stratul din material neferomagnetic 3, de grosimea δ . Bobina 4, alimen-
tată cu curent continuu constant creiază fluxul magnetic Φ care se închide
prin întrefierul d . Dacă se neglijează fluxul de dispersie Φ_d , inducția magne-
tică din întrefier, presupusă uniformă, e dată de relația :

$$B = \frac{1}{ab} \frac{i_w}{R_{mf} + R_{md} + R_{ms} + R_m \delta} = \frac{1}{ab} \frac{i_w}{R_{md'} + R_{m\delta}} \quad (1)$$

unde a și b sînt dimensiunile secțiunii miezului, indicate pe fig. 1.

$$R_{md} = \frac{d}{\mu ab} \text{ — e reluctanța întrefierului } d;$$

$$R_{mf} \text{ — e reluctanța miezului feromagnetic ;}$$

$$R_{ms} = \frac{l_s}{\mu bh} \text{ — e reluctanța suportului feromagnetic de
lungime } l_s \text{ și permeabilitate } \mu;$$

$$R_{md'} = R_{md} + R_{mf} + R_{ms} = \frac{d'}{\mu_0 ab} \text{ — e reluctanța lor echivalentă reprezentată
prin mărirea întrefierului de la } d \text{ la } d';$$

$$R_{m\delta} = \frac{2\delta}{\mu_0 ab} \text{ — e reluctanța stratului nemagnetic.}$$

S-a admis ca tubul liniilor magnetice are în întrefierul d și în stratul nemagnetic aceeași secțiune ab ca în miezul feromagnetic.

Tensiunea U_h a generatorului Hall introdus în întrefierul d și alimentat cu curentul de comandă constant, i_c , este proporțional cu inducția B din întrefier :

$$U_h = k i_c \cdot B. \quad (2)$$

Din [1] rezultă că B e funcție de δ , deci tensiunea Hall U_h măsurată cu un galvanometru este și ea funcție de δ . Scara galvanometrului poate fi etalonată direct în microni.

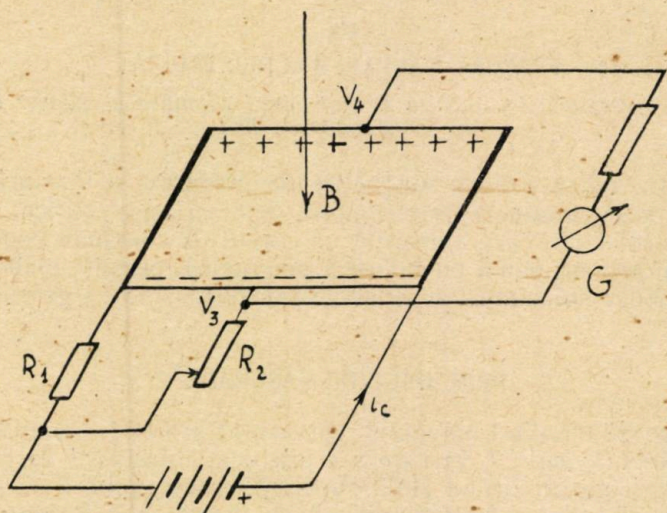


Fig. 1.

Pentru mărirea sensibilității nu se va măsura direct tensiunea U_h ci diferența ΔU_h dintre ea și o tensiune ajutătoare constantă U_0 egală cu valoarea sa maximă $U_{h \max}$, care se obține pentru $\delta=0$.

$$U_0 = k i_c B_{\max} = k i_c \frac{i_w}{ab} \frac{1}{R_{md'}} \quad (3)$$

$$\Delta U_h = U_{h \max} - U_h = k i_c \frac{i_w}{ab} \frac{R_{m\delta}}{R_{md'} (R_{md'} + R_{m\delta})} = k i_c i_w \mu_0 \frac{2\delta}{a' (a' + 2\delta)} \quad (4)$$

unde s-a presupus $R_{md'}$, independentă de valoarea lui δ și R_{ms} neglijabil în raport cu $R_{md'}$.

$$R_{ms} \ll R_{md'} \quad (5)$$

Drept tensiune ajutătoare se utilizează căderea de tensiune între contactele Hall, stabilită de curentul de comandă i_c . Constructiv contactele Hall

nu pot fi obținute riguros echipotențiale în lipsa inducției magnetice, între ele existînd o diferență de potențial $(V_3 - V_4)_{B=0} = U_0$. Valoarea acestei diferențe de potențial poate fi reglată simplu și independent de temperatură sau de inducție prin schema din fig. 2.

Rezistențele R_1 și R_2 sînt mari în raport cu rezistența sondei astfel că variația acesteia cu temperatura și inducția nu are influență asupra compensării. Reglînd reostatul R_2 se poate stabili o astfel de valoare a tensiunii U_0 care să fie egală și de semn opus cu tensiunea $U_{h \max}$.

$$(v_3 - v_4)_{B \max} = U_0 + U_{h \max} = 0$$

Pentru o valoare oarecare a inducției B tensiunea la bornele Hall, măsurată cu galvanometru va fi :

$$v_3 - v_4 = U_0 + U_h = -\Delta U_h$$

Galvanometrul poate fi etalonat direct în microni, experimental cu ajutorul unor straturi nemagnetice de grosime cunoscută așa cum se procedează la metodele magnetice de măsură din literatură [3, 4].

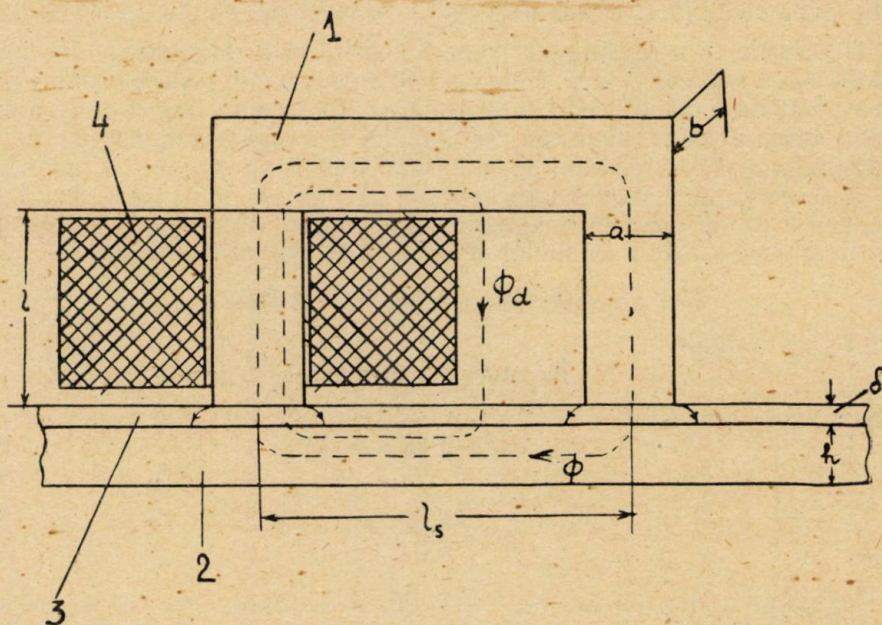


Fig. 2.

Din (3) rezultă că tensiunea ajutoare depinde de permeabilitatea magnetică și grosimea suportului feromagnetic. Ea se realizează experimental separat pentru fiecare suport, așezînd miezul feromagnetic pe suportul neacoperit ($\delta=0$) și reglînd valoarea tensiunii U_0 pînă cînd galvanometrul indică zero. După compensarea cu tensiunea ajutoare, etalonarea efectuată este independentă de suport dacă se respectă condiția (5).

CONSIDERAȚII DE DIMENSIONARE

Considerentul principal la dimensionare este sensibilitatea mare deci Ki_c și $i\omega$ cît mai mari, d' cît mai mic.

Al doilea considerent este independența etalonării de suportul feromagnetic, deci condiția (5).

Al treilea considerent este obținerea unei scări cît mai lineare. Aceasta presupune dispersie neglijabilă, secțiunea tubului de forță în stratul nemagnetic independentă de grosimea acesteia — ceea ce practic nu pot fi obținute. S-ar mai cere $d' \gg 2\delta_{max}$ ceea ce ar conduce însă la micșorarea sensibilității.

La dimensionare se pornește de la condiția ca suportul să nu se satureze. Se admite deci inducția maximă în suport $B_{s\max}$. Se mai admite grosimea minimă a suportului, h_{min} . Rezultă fluxul admisibil din tubul de forță Φ_{adm} .

$$\Phi_{adm} = B_{s\max} h_{min} b = B_{max} ab = \frac{i\omega}{R_{md'}} \quad (6)$$

Se pune condiția (5). Raportul $\frac{i\omega}{R_{md'}}$ e astfel determinat de Φ_{adm} deci din (4) se vede că sensibilitatea poate fi mărită prin micșorarea lui d' . Se alege valoarea minimă pentru d' , impusă de dimensiunile generatorului Hall. Pentru a satisface condiția (5) fără a micșora prea mult lungimea l_s a suportului mărand astfel dispersia, se impune o valoare minimă pentru a . Dimensiunile a și b a secțiunii miezului mai trebuie să asigure ca secțiunea tubului de forță în stratul nemagnetic să nu varieze mult cu δ . Dacă se aproximează liniile cîmpului magnetic prin semicercuri — fig. 1 — rezultă pentru secțiunea maximă a tubului de forță în stratul nemagnetic:

$$(a + 2\delta_{max})(b + 2\delta_{max}) \approx ab + (a + b)2\delta_{max}.$$

Punînd spre exemplu:

$$2\delta_{max}(a + b) \leq 0,1ab$$

rezultă:

$$2\delta_{max}a \leq b(0,1a - 2\delta_{max}) \quad (7)$$

deci

$$a > \frac{2\delta_{max}}{0,1}.$$

Alegînd pe a , din (7) rezultă b . Din (5) se obține l_s , din (6) se deduce $i\omega$. Înălțimea l a miezului se stabilește astfel ca amperspirele necesare să poată fi amplasate.

REZULTATE EXPERIMENTALE

La instalația experimentală realizată s-a folosit un generator Hall din InSb cu dimensiunile $6 \times 3 \times 0,5$ mm³ avînd constanta $R_H = 127$ cm³/Cb. În-fășurarea cu $\omega = 300$ spire de rezistență $r = 40$ Ω a fost alimentată de la o ba-

terie de acumulatori de 15 V. Instrumentul de măsură a fost un galvanometru cu spot luminos cu rezistența interioară $r_a = 100$ ohmi, rezistența critică $r_{cr} = 500$ ohmi, constanta 10^{-7} A/div. Curba $\Delta U_h = f(\delta)$ e dată în fig. 3. Grosimea δ a foilor de staniol utilizate s-a măsurat cu micrometru. Varia-

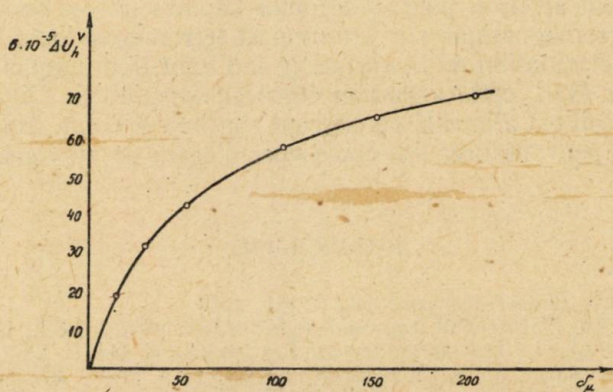


Fig. 3.

ția maximă a tensiunii Hall se obține la valori mici ale lui δ și a atins 0,95 mV/15 micrometri (19 diviziuni de scară). Folosind suporturi diferite abaterile de la curba de etalonare au avut valori sub 1%.

CONCLUZII

Folosind generatorul Hall se poate realiza un aparat pentru măsurarea nedestructivă a grosimii de ordinul micronilor a acoperirilor nemagnetice. Aparatul este simplu, nu necesită decît o sursă de curent continuu realizabilă printr-o baterie de acumulatori și are sensibilitatea mare dacă se utilizează ca instrument de măsură un galvanometru.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ГЕНЕРАТОРА ХОЛЛА ПРИ ИЗМЕРЕНИИ ТОЛЩИНЫ НЕМАГНИТНЫХ ПОКРЫТИЙ

(РЕЗЮМЕ)

Описывается аппарат для определения толщины слоя неферромагнитного материала отложенного на ферромагнитную основу, основанный на измерении датчиком Холла изменения магнитной индукции, являющейся функцией толщины слоя. Аппарат питается постоянным током. Чувствительным гальванометром могут быть измерены толщины порядка микронов.

L'EMPLOI DU GÉNÉRATEUR HALL POUR MESURER L'ÉPAISSEUR DES COUCHES NON MAGNÉTIQUES

(RÉSUMÉ)

On décrit un appareil pour déterminer l'épaisseur des couches des matériaux non ferromagnétique sur un support ferromagnétique. L'appareil se base sur la détermination de la variation de l'induction magnétique, à l'aide d'un traducteur Hall, cette variation étant en fonction de l'épaisseur de la couche. L'appareil est alimenté en courant continu. A l'aide d'un galvanomètre sensible on peut mesurer des épaisseurs d'ordre de microns.

BIBLIOGRAPHIE

1. A. V. Fremke, *Elektricheskie izmerenia*, G.E.I., 1954.
2. A. M. Turicin, *Elektricheskie izmerenia neelektricheski velicin*, G.E.I., 1954.
3. L. F. Kulikovskii, *Induktionie izmeriteli peremascenii*, G.E.I., 1961.
4. L. F. Kulikovskii, A. M. Malik-Sahnazarov, Pribor dlia neposredstvenno izmerenia tolščina nemagnitnii pokritii, *Electricestvo* nr. 8, 1950.
5. N. F. Suvid, Izmeriteli s magnitnimi mostami. *Izmeritelnaia tehnika* nr. 11, 1959.
6. V. S. Kazachenko, Pribor dlia izmerenia tolšcin nemagnitnih galvaniceskih pokritii na stalnoi osnove. *Promislennaia energhetika* nr. 5, 1958.
7. E. Hauke, Zerstörungsfreie Wand- und Schichtdickenmessung mit magnetischen Verfahren. *Feingerätetechnik* Nr. 8 u. Nr. 9, 1958.

CONTRIBUȚIUNI LA STUDIUL ȘI CALCULUL UNUI CIRCUIT AMPLIFICATOR DE TENSIUNE CONTINUĂ, ÎNTREBUINȚAT LA COMANDA ELECTRONICĂ A MOTOARELOR DE CURENT CONTINUU

DE

ALEX. ROGOJAN ȘI TIBERIU MUREȘAN

*Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 30—31 ianuarie 1961*

1. În schemele de comandă electronică a motoarelor de curent continuu, adesea, din motive economice, dinamul tahometric se înlocuiește cu un circuit ca acel din fig. 1. El are rolul de a amplifica variațiile tensiunii electromotoare a motorului, ce apar când variază turația acestuia.

În literatura de specialitate nu se găsesc studii cu privire la posibilitățile, sau cu privire la modul de calcul al acestui circuit. Dimensionarea elementelor lui pe baze experimentale este posibilă dar, evident, e mai greoaie, și ceea ce este mai important, în acest caz nu se pot interpreta mai larg posibilitățile circuitului.

În cele de mai jos se studiază circuitul plecând de la aproximarea caracteristicilor tuburilor electronice prin drepte. Acest mod de a proceda duce la expresii matematice acceptabile, sub raportul complexității, pentru practică și totodată oferă și o exactitate satisfăcătoare.

2. Presupunem că înfășurarea secundară a transformatorului (fig. 1) este formată din două părți identice.

Deci tensiunile la bornele înfășurării secundare vor fi :

$$e_1 = e_2 = e = \sqrt{2}E \cos \vartheta. \quad (1)$$

Mai presupunem că putem neglija căderile de tensiune pe transformator, deci

$$E = \text{const.}$$

Referindu-ne la fig. 1 putem scrie :

$$i_0 = i_1 - i_2 \quad (2)$$

$$U_0 = I_0 R_0 \quad (3)$$

$$\sqrt{2}E \cos \vartheta = U_0 + i_1 (R_1 + R_{i1}) \quad (4)$$

$$\sqrt{2}E \cos \vartheta = i_2 R_2 + u_a - U_0. \quad (5)$$

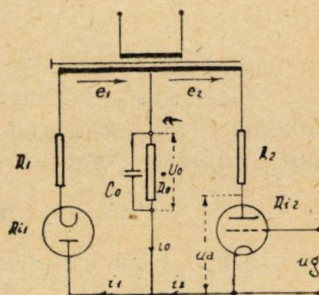


Fig. 1.

Ecuția familiei de drepte prin care aproximăm caracteristicile triodei (fig. 2) este:

$$u_a = E_0 - \mu u_g + i_2 R_{t2}. \quad (6)$$

Din (4) (5) și (6) obținem curenții:

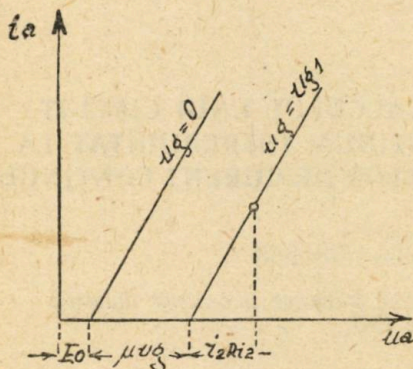


Fig. 2.

$$i_1 = \frac{\sqrt{2}E \cos \vartheta - U_0}{R_1 + R_{t1}} \quad (7)$$

$$i_2 = \frac{\sqrt{2}E \cos \vartheta + U_0 - E_0 + \mu u_g}{R_2 + R_{t2}}. \quad (8)$$

Unghiurile de tăiere a curenților le găsim pentru valoarea zero a curenților.

Pentru $i_1 = 0$ avem

$$\vartheta = \pm \theta_1 \text{ și } \cos \theta_1 = \frac{U_0}{\sqrt{2}E} \quad (9)$$

$$\text{iar pentru } i_2 = 0 \text{ avem } \vartheta = \pm \theta_2 \text{ și } \cos \theta_2 = \frac{E_0 - U_0 - \mu u_g}{\sqrt{2}E}. \quad (10)$$

Valorile medii ale curenților sînt:

$$I_1 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\theta_1}^{+\theta_1} i_1 d\vartheta = \frac{\sqrt{2}E \sin \theta_1 - U_0 \theta_1}{\pi (R_1 + R_{t1})} = \frac{U_0}{\pi (R_1 + R_{t1})} (\text{tg } \theta_1, -\theta_1) \quad (11)$$

$$I_2 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\theta_2}^{+\theta_2} i_2 d\vartheta = \frac{\sqrt{2}E \sin \theta_2 - (E_0 - U_0 - \mu u_g) \theta_2}{\pi (R_2 + R_{t2})} = \frac{E_0 - U_0 - \mu u_g}{\pi (R_2 + R_{t2})} (\text{tg } \theta_2, -\theta_2). \quad (12)$$

Relația (2) este valabilă și pentru valorile medii și deci avem:

$$I_0 = I_1 - I_2 \quad (13)$$

Admitem că sînt cunoscute constantele tuburilor folosite (E_0 , μ , R_{t1} , R_{t2}) și elementele schemei R_1 , R_2 . Luăm o anumită valoare pentru E ; considerăm că u_g este parametru; dăm diferite valori pentru U_0 și apoi calculăm cu ajutorul relațiilor (3) (9) (10) (11) (12) și (13) familia de curbe:

$$U_0 = f(I_0) \text{ pt. } u_g = \text{const.} \quad (14)$$

În fig. 3 am trasat aceste curbe aproximîndu-le cu drepte. Se vede că în planul curbelor o rezistență $R_0 = \frac{U_0}{I_0}$ este reprezentată de o dreaptă ce trece prin origine.

Curbele din fig. 3 sînt calculate pentru tuburile 6X6 (anozii legați împreună) și 6 H 8, cu datele următoare :

$$R_{t1}=375\ \Omega E_0 20\text{ V}; \quad \mu=20,5; \quad R_{t2}=8\text{ K}\Omega; \quad R_1=34\text{ K}\Omega;$$

$$R_2=10\text{ K}\Omega \quad \text{și} \quad E=300\text{ V}.$$

În general este suficient a se calcula două puncte pentru fiecare curbă (dreaptă). Este bine ca punctele să fie alese aproape de axa ordonatelor deoarece în practică se folosesc porțiunile curbelor apropiate de această axă.

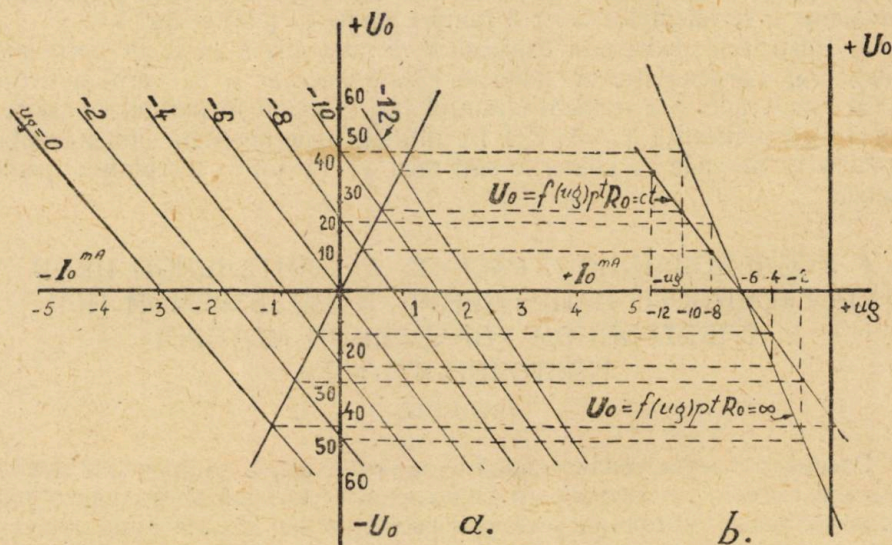


Fig. 3.

Trasind dreapta rezistenței $R_0=34\text{ K}\Omega$ în fig. 3 a, putem construi ușor caracteristica dinamică $U_0=f(u_g)$ pentru $R_0=ct$ fig. 3 b. Aici am construit, întrerupt și caracteristica pentru cazul des folosit în practică, anume pentru $R_0=\infty$. Dreapta corespunzătoare rezistenței infinite este chiar axa ordonatelor. În acest caz panta caracteristicii respectiv amplificarea obține valoarea maximă.

Dacă dorim ca intersecția caracteristicii dinamice cu axa absciselor să aibă loc la altă tensiune de grătar ne orientăm după expresia (13). Pentru o tensiune de grătar mai mică I_2 este mai mic decît I_0 , devine zero pentru un I_1 mai mic, ceea ce înseamnă că trebuie să avem un R_1 mai mare. De altfel se poate calcula rezistența R_1 așa fel încît trecerea prin zero a tensiunii U_0 să aibă loc la o tensiune de grătar dorită. Pentru aceasta se întrebuintează expresiile (9) și (10) în care introducem pentru tensiunea de grătar valoarea respectivă iar pentru U_0 valoarea zero, apoi se egalează expresiile curenților (11) și (12), de unde se deduce valoarea corespunzătoare a rezistenței R_1 .

Tabela 1

$R_0 = 34 \text{ k}\Omega$						
Ug. volt		-4	-6	-8	-10	-12
U_0	calculat	-13,5	0	+12,5	+24	+37
volt	măsurat	-13	+0,5	+12,5	+25	+36

Constanta de timp a circuitului — importantă în cazul schemelor de reglaj automat — se poate obține din valoarea capacității C_0 și a rezistenței echivalente a rezistențelor celor 3 ramuri legate în paralel fig. 1.

3. Întrucît la deducerea expresiilor de mai sus s-au făcut aproximări (idealizarea caracteristicilor tuburilor) este necesar a se verifica experimental rezultatele. S-a realizat circuitul fig. 1, avînd în paralel cu condensatorul C_0 o rezistență $R_0 = 34 \text{ k}\Omega$. Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabela 1. Se vede că abaterile sînt mici și în totul acceptabile pentru practică.

К ИССЛЕДОВАНИЮ И РАСЧЕТУ УСИЛИТЕЛЬНОЙ ЦЕПИ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ, ИСПОЛЪЗУЕМОЙ ПРИ ЭЛЕКТРОННОМ УПРАВЛЕНИИ МОТОРОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА (РЕЗЮМЕ)

Рассматривается усилительная цепь постоянного напряжения используемая в схемах с электронным управлением моторов постоянного тока. Исползованный метод расчета основывается на идеализации характеристик электронных ламп. Указывается, что полученные результаты проверены опытным путем.

CONTRIBUTIONS A L'ÉTUDE ET AU CALCUL D'UN CIRCUIT AMPLIFICATEUR DE TENSION CONTINUE EMPLOYÉ A LA COMMANDE ÉLECTRONIQUE DES MOTEURS A COURANT CONTINU (RÉSUMÉ)

On étudie un circuit amplificateur de tension continue employé dans les schémas de commande électronique des moteurs à courant continu. La méthode de calcul utilisée se base sur l'idéalisation des caractéristiques des tubes électroniques. On insiste sur le fait que les résultats obtenus sont vérifiés par l'expérience.

BIBLIOGRAFIE

1. Rogojan Alex., Buletinul științific și tehnic al Inst. Politehnic Timișoara, Tom 1 Fasc. 1, 1956.
2. Caganov I. I., *Mutatori electronici și ionici*, Edit. energetica de stat. București 1953.

UN STUDIU CRITIC ASUPRA CONDIȚIILOR DE BAZĂ LA STABILIREA ECUAȚIEI MATRICIALE A UNEI REȚELE ELECTRICE

DE

PL. ANDRONESCU

Comunicare prezentată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice din 30—31 ianuarie 1961

Pentru a arăta în ce constă studiul critic asupra condițiilor de bază la stabilirea ecuației matriciale, să luăm un exemplu concret; se ia în considerare o rețea trifazată ca în fig. 1

Se consideră :

$$z_{g1} + z_{l1} + z_{u1} = z_1$$

$$z_{g2} + z_{l2} + z_{u2} = z_2$$

$$z_{g3} + z_{l3} + z_{u3} = z_3$$

Prin formarea integralei $\int (dl \mathcal{S})$, se obțin ecuațiile :

$$\mathcal{U}_{g1} - \mathcal{U}_{g3} = z_1 J_1 - z_3 J_3$$

$$\mathcal{U}_{g2} - \mathcal{U}_{g3} = z_2 J_2 - z_3 J_3$$

în care mai avem :

$$J_1 + J_2 + J_3 = 0$$

Fie J_1, J_2 considerați ca curenți independenți între ei.

Ca urmare sistemul de ecuații ia forma :

$$\mathcal{U}_{g1} - \mathcal{U}_{g3} = (z_1 + z_3) J_1 + z_3 J_2$$

$$\mathcal{U}_{g2} - \mathcal{U}_{g3} = z_3 J_1 + (z_2 + z_3) J_2$$

de unde se deduce ecuația matricială :

$$\begin{bmatrix} \mathcal{U}_{g1} - \mathcal{U}_{g3} \\ \mathcal{U}_{g2} - \mathcal{U}_{g3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_1 + z_3 & z_3 \\ z_3 & z_2 + z_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \end{bmatrix}$$

adică : $\mathcal{U}' = \mathcal{Z}' J'$.

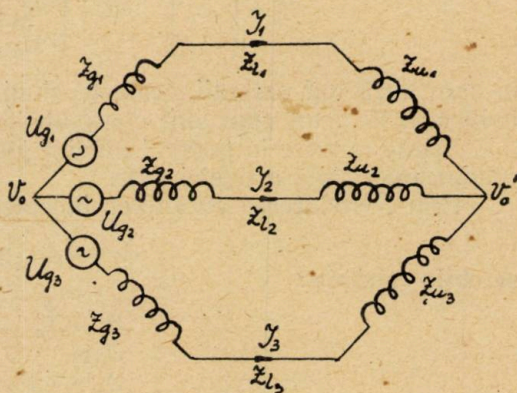


Fig. 1.

După cum se vede, ecuația matricială de mai sus a fost stabilită tratându-se circuitul sub aspect fenomenologic.

Se remarcă că matricea z' posedă un determinant. De aci rezultă posibilitatea rezolvării ecuației matriciale determinându-se matricea J' . Avem:

$$(z')^{-1} \mathcal{U}' = J'$$

Cînd s-a ajuns la stabilirea sistemului de ecuații pe cale fenomenologică, rezolvarea lui se face fără transpunerea acestui sistem în formă matricială.

Rostul calculului matricial, după cum vom vedea constă în stabilirea ecuației matriciale, fără a se ține seamă de caracterul circuitului, adică fără a se ține seamă de felul cum sînt conectate în circuit tensiunile electromotoare și impedanțele.

Se determină matricele $\mathcal{U}'$ și z' din ecuația matricială fără a se ține seama de caracterul circuitului.

În cele ce urmează se prezintă mai întîi raționamentul cel nou folosit aci la determinarea matricelor $\mathcal{U}'$ și z' , care se deosebește de raționamentul folosit în literatură, prezentat mai jos.

În acest scop se introduc următoarele trei matrice:

$$J = \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{bmatrix} \quad \mathcal{U} = \begin{bmatrix} \mathcal{U}_{g1} \\ \mathcal{U}_{g2} \\ \mathcal{U}_{g3} \end{bmatrix} \quad z = \begin{bmatrix} z_1 & & \\ & z_2 & \\ & & z_3 \end{bmatrix}$$

în care intră toți curenții, toate tensiunile și toate impedanțele din circuit, indiferent de felul cum sînt conectate tensiunile și impedanțele în circuit.

Aceste matrice în general nu sînt justificate fenomenologic în raport cu ecuația matricială a rețelei date.

Prin introducerea curenților independenți în forma:

$$J_1 = J_p \quad J_2 = J_q$$

se obțin relațiile:

$$\begin{aligned} J_1 &= J_p & q \\ J_2 &= & J_q \\ J_3 &= -J_p - J_q \end{aligned}$$

ceea ce ne conduce la următoarea relație între matricea J și matricea J' formată de curenții independenți între ei:

$$\begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{bmatrix} = \begin{matrix} 1 & p & q \\ 2 & 1 & 1 \\ 3 & -1 & -1 \end{matrix} \begin{bmatrix} J_p \\ J_q \end{bmatrix}$$

adică: $J = CJ'$ în care C e denumită matricea de conexiune.

Se remarcă că matricea de conexiune e singulară, posedă deci determinantul egal cu zero. Ca urmare relația matricială de mai sus nu poate fi folosită la determinarea matricei J' .

O astfel de relație matricială se formează numai cînd matricele J și J' sînt date, de unde se obține matricea de conexiune C .

Se constată că la formarea produsului CJ' se obține matricea J cu trei linii și o coloană.

Numărul trei e dat de numărul de linii de la primul factor al produsului, iar numărul de coloane, unu, e dat de la numărul de coloane de la al doilea factor.

Dat fiindcă matricea J nu e justificată fenomenologic zicem că s-a folosit *primul artificiu de calcul matricial* la determinarea matricei de conexiune C .

Se determină apoi matricea $\mathcal{U}'$ cu ajutorul matricei C care corespunde curenților independenți între ei.

Ținându-se seama că $\mathcal{U}'$ posedă două linii pentru că sînt doi curenți independenți între ei, legătura dintre $\mathcal{U}'$ și $\mathcal{U}$ se stabilește în felul următor :

$$\mathcal{U}' = \begin{matrix} p \\ q \end{matrix} \begin{bmatrix} \mathcal{U}_{g1} - \mathcal{U}_{g3} \\ \mathcal{U}_{g2} - \mathcal{U}_{g3} \end{bmatrix} = \begin{matrix} p \\ q \end{matrix} \begin{bmatrix} 1 & 2 & 3 \\ 1 & 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \begin{bmatrix} \mathcal{U}_{g1} \\ \mathcal{U}_{g2} \\ \mathcal{U}_{g3} \end{bmatrix}$$

adică : $\mathcal{U}' = C_t \mathcal{U}$.

Prin produsul $C_t \mathcal{U}$ se obține $\mathcal{U}'$ cu două linii și o coloană deoarece matricea C_t are două linii și matricea $\mathcal{U}$ o coloană.

Dat fiindcă matricea $\mathcal{U}$ nu are o justificare fenomenologică în raport cu circuitul dat, rezultă că matricea $\mathcal{U}'$ a fost obținută printr-un *al doilea artificiu de calcul matricial*.

Mai rămîne să vedem cum se determină matricea z' care are două linii și două coloane cu ajutorul matricei C .

În acest scop se iau ca factori extremi pentru produs : C_t și C

Se obține : $z' = C_t \dots C$

Matricea z' obține pe de o parte două linii pentru că primul factor C_t posedă două linii, pe de altă parte două coloane pentru că ultimul factor C posedă două coloane.

Matricea z introdusă între matricele C_t și C trebuie să aibe un determinant diferit de zero pentru ca matricea z' să aibă de asemeni un determinant diferit de zero.

În acest scop se formează o matrice diagonală z cu toate impedanțele din circuitul dat.

Rezultă : $z' = C_t z C$.

Așa dar printr-un *al treilea artificiu de calcul matricial* se determină matricea z' cu două linii și două coloane în funcție de z .

Calculul e următorul :

$$zC = \begin{matrix} 1 & 2 & 3 \\ 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ z_3 \end{bmatrix} = \begin{matrix} p & q \\ 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \begin{bmatrix} 1 & & \\ & 1 & \\ -1 & -1 & \end{bmatrix} = \begin{matrix} p & q \\ 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \begin{bmatrix} z_1 & \\ & z_2 \\ -z_3 & -z_3 \end{bmatrix}$$

$$z' = C_t z C = \begin{matrix} p & q \\ 1 & 2 & 3 \\ 1 & 1 & -1 \end{matrix} \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \begin{bmatrix} z_1 & \\ & z_2 \\ -z_3 & -z_3 \end{bmatrix} = \begin{matrix} p & q \\ 1 & 2 \\ 1 & 2 \end{matrix} \begin{bmatrix} z_1 + z_3 & z_3 \\ z_3 & z_2 + z_3 \end{bmatrix}$$

În concluzie se constată că prin introducerea matricelor : $\mathcal{J}$, $\mathcal{U}$ și $\mathcal{z}$, se obțin cu ajutorul a trei artificii de calcul matricele : G , $\mathcal{U}'$ și $\mathcal{z}'$ fără să se țină seama de caracterul circuitului dat.

Trecem acum la raționamentul folosit în literatură ¹⁾ la determinarea matricelor C , $\mathcal{U}'$ și $\mathcal{z}'$.

În acest scop se introduce relația matricială :

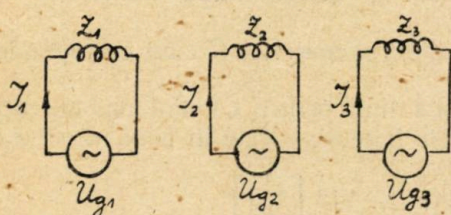


Fig. 2.

$$\mathcal{U} = \mathcal{z}\mathcal{J}$$

care principial corespunde la circuite individuale cu curenți independenți între ei, denumită rețea primitivă, vezi figura 2.

Deoarece matricele $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$, $\mathcal{z}$ au fost fixate arbitrar e firesc să se constate, că curenții din rețeaua primitivă nu coincid cu curenții din rețeaua dată.

În exemplul luat la început avem :

$$v_0 - v_0' + \mathcal{U}_{g1} = \mathcal{J}_1 z_1$$

pe cînd în rețeaua primitivă rezultă :

$$\mathcal{U}_{g1} = \mathcal{J}_1 z_1$$

ceea ce ne arată că în general nu poate exista în ambele circuite același curent $\mathcal{J}_1$.

Pe lângă introducerea ecuației matriciale :

$$\mathcal{U} = \mathcal{z}\mathcal{J}$$

care corespunde rețelei primitive, se mai introduce egalitatea între puterile celor două circuite. Adică :

$$\mathcal{U}_t \mathcal{J} = \mathcal{U}_t' \mathcal{J}'$$

La determinarea matricelor C , $\mathcal{U}'$ și $\mathcal{z}'$ se procedează de data aceasta în felul următor :

Se determină mai întii matricea de conexiune ca în primul raționament.

Din : $\mathcal{J} = C\mathcal{J}'$ se obține matricea C ;

apoi din : $\mathcal{U}_t \mathcal{J} = \mathcal{U}_t C \mathcal{J}' = \mathcal{U}_t' \mathcal{J}'$

se deduce : $\mathcal{U}' = C_t \mathcal{U}$

și în fine din : $\mathcal{U}' = C_t \mathcal{U} = C_t \mathcal{z} \mathcal{J} = C_t \mathcal{z} C \mathcal{J}'$

rezultă : $\mathcal{z}' = C_t \mathcal{z} C$.

Concluzia stabilită în literatură e următoarea :

Cu toate că folosirea rețelei primitive și a egalității puterilor nu corespund realității, deoarece curenții electrici la aceleași tensiuni electromotoare

¹⁾ Manualul Inginerului Electrician I Editura tehnică 1953.

nu sînt aceiași în ambele circuite, rezultă totuși că matricele $\mathcal{U}'$, z' sînt obținute într-o formă corectă.

De aci tragem concluzia :

Din momentul în care sînt folosite matricele fictive $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$ și z este imposibil să se creeze impresia că există o bază fenomenologică la determinarea matricelor $\mathcal{U}'$ și z' .

De aceea este iluzorie introducerea rețelei primitive și a egalării puterilor. În consecință la prezentarea primului raționament nu s-a format ecuația matricială $\mathcal{U} = z\mathcal{J}$, ci s-a relevat numai faptul că cu ajutorul a trei artificii de calcul matricial s-au determinat matricele C , $\mathcal{U}'$ și z' folosindu-se matricele $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$ și z .

Și totuși se pune întrebarea :

Cum se face că folosind rețeaua primitivă și egalitatea puterilor care nu corespund realității, a fost posibil să se obțină într-o formă corectă matricele $\mathcal{U}'$ și z' ?

Explicația de unde provine o astfel de nedumerire este următoarea :

Ținîndu-se seama de exemplul luat se stabilesc relațiile :

$$v_0 - v'_0 + \mathcal{U}_{g1} = z_1 \mathcal{J}_1$$

$$v_0 - v'_0 + \mathcal{U}_{g2} = z_2 \mathcal{J}_2$$

$$v_0 - v'_0 + \mathcal{U}_{g3} = z_3 \mathcal{J}_3.$$

Dacă se pun anumite condiții pentru tensiuni și impedanțe, spre exemplu :

$$\mathcal{U}_{g1} + \mathcal{U}_{g2} + \mathcal{U}_{g3} = 0$$

$$z_1 = z_2 = z_3$$

se constată că rezultă : $v_0 - v'_0 = 0$ și în consecință pentru circuitul dat se obțin trei ecuații care ne conduc la relația matricială :

$$\mathcal{U} = z\mathcal{J}$$

Dat fiindcă într-un astfel de caz apar două ecuații matriciale valabile pentru același circuit rezultă că și puterea totală se poate exprima fie prin produsul $\mathcal{U}_t \mathcal{J}$ sau prin produsul $\mathcal{U}'_t \mathcal{J}'$.

Cînd ambele ecuații matriciale sînt valabile, se constată ușor că trecerea de la o ecuație la cealaltă se poate face cu ajutorul matricei de conexiune, obținîndu-se relațiile : $\mathcal{J}_t = C\mathcal{J}'$, $\mathcal{U}' = C\mathcal{U}$ și $z' = C_t z C$. De altfel numai datorită acestui caz, s-a ajuns la sugestia folosirii matricei de conexiune.

Așa dar în loc ca în literatură să se prevadă un astfel de caz, cînd un circuit poate poseda ambele ecuații matriciale, s-a interpretat greșit existența ecuației matriciale $\mathcal{U} = z\mathcal{J}$, atribuind-o unui circuit străin denumit rețea primitivă. În felul acesta s-a lămurit nedumerirea care există de mulți ani.

Deoarece matricele $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$, z au o formă fixă, independentă de felul circuitului și cum aceste matrice rămîn neschimbate, indiferent dacă tensiunile și impedanțele sînt sau nu sînt supuse la anumite condiții, rezultă că și

legăturile stabilite între $\mathcal{U}'$ și $\mathcal{U}$ respectiv între z' și z , prin intermediul matricei de conexiune se mențin de asemeni într-o formă fixă.

Datorită acestui fapt noi putem efectua legăturile între matricele $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$, z , și matricele $\mathcal{U}'$, $\mathcal{J}'$, z' fără să fim nevoiți ca în prealabil să stabilim condițiile în care relația matricială $\mathcal{U} = z\mathcal{J}$ poate fi valabilă pentru circuitul dat.

Ca urmare matricele $\mathcal{U}$, $\mathcal{J}$, z pentru circuitul dat se pot prezenta fictive și în consecință folosirea metodelor celor trei artificii de calcul matricial o considerăm ca o metodă generală pentru determinarea matricelor $\mathcal{U}'$ și z' .

КРИТИЧЕСКОЕ ИЗУЧЕНИЕ ОСНОВНЫХ УСЛОВИЙ ПРИ ВЫВОДЕ МАТРИЦНОГО УРАВНЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ

(РЕЗЮМЕ)

Из литературы следует, что применяя матричный расчет при выводе матричного уравнения данной сети, для независимых между собой токов, используется примитивная сеть и считаются равными силы примитивной и данной сетей.

Однако известно, что вообще электрические токи примитивной сети не соответствуют токам данной сети и следовательно при одинаковых напряжениях силы их не могут быть равны.

В работе указывается на погрешность введения использования примитивной сети.

Указывается, что данной сети, в определенных условиях напряжений и сопротивлений, могут соответствовать два матричных уравнения, из которых одно является как раз тем, которое приписывается совсем ошибочно примитивной сети.

Вследствие этого сила данной сети может быть выражена, в определенных условиях, двумя способами. Из этого следует, что при выводе матричного уравнения данной сети, для независимых между собой токов, фактически используются три способа матричного расчета.

ETUDE CRITIQUE SUR LES CONDITIONS FONDAMENTALES QUI DETERMINENT L'EQUATION MATRICIELLE D'UN RESEAU ELECTRIQUE

(RESUME)

La littérature montre que pour la détermination des équations matricielles pour un réseau donné, on applique le calcul matriciel pour les courants indépendants entre eux. Dans ce cas on considère un réseau primitif et l'égalité entre les puissances du réseau primitif et du réseau donné.

Or on sait en général que les courants électriques du réseau primitif ne correspondent pas aux courants du réseau donné. Par conséquence pour les mêmes tensions les puissances de ces deux réseaux ne peuvent pas être égales.

Dans l'ouvrage on explique que l'introduction de la notion de réseau primitif est fausse.

On montre que dans certaines conditions pour les tensions et les impédances on peut trouvé pour le réseau donné deux équations matricielles. L'une d'elles est celle qui par erreur a été attribuée au réseau primitif.

Par conséquence la puissance du réseau donné peut être exprimée en certaines conditions en deux manières. D'où résulte qu'en déterminant l'équation matricielle du réseau donné pour les courants indépendants entre eux, on arrive réellement à l'utilisation de trois artifices de calcul matriciel.

STABILIREA CARACTERISTICELOR TEHNICO-ECONOMICE DE FUNCȚIONARE A APARATELOR DE ASPERSIUNE

DE

P. NICOLAU, I. SAVA, A. WEHRY, G. POPA

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

În țara noastră extinderea pe scară largă a irigațiilor se bazează pe instalațiile de aspersiune de fabricație internă. Agregatele de aspersiune sînt formate din pompe centrifuge de mare presiune montate pe tractoare și pe aparatele de ploaie (aspersoarele) instalate pe același tractor sau pe conducte demontabile (aripi de ploaie).

Apă de irigație este pompată din canale trasate pe terenul irigabil la intervale de 100—400 m, în funcție de numărul aspersoarelor utilizate și de raza lor de acțiune. Udarea terenului se face din poziție staționară a aspersoarelor, care se rotesc în jurul axului lor vertical, acționate fiind de angrenaje mecanice sau de forța vînei de apă.

Vîna de apă, lansată cu o înclinație de $32,5^\circ$ față de orizontală, este dispersată treptat sub acțiunea gravitației, a rezistenței aerului și a forțelor moleculare interioare precum și într-un anumit stadiu de pulverizare — sub influența forțelor de tensiune superficială.

În interesul unei umeziri cît mai uniforme a terenului în direcție radială, se utilizează diverse tipuri de deflectoare pentru împrăștierea apei în zona centrală a cercului de udare, corespunzătoare părții compacte a vînei de apă.

Din ecuația teoretică a traectoriei unui corp lansat în spațiu cu viteza inițială v_0 și cu un unghi de înclinație α față de orizontală, rezultă formula razei de acțiune teoretică :

$$R_t = 2 \sin 2\alpha \frac{v_0^2}{2 \cdot g} = 2 \sin 2\alpha \cdot c^2 \cdot H$$

în care H este presiunea totală (manometrică plus sarcina viteză) iar coeficientului c i se dau valori între 0,96 și 0,98.

Această formulă nu cuprinde însă parametri rezistențelor ce iau naștere pe parcursul vînei de apă, care nu sînt cunoscuți îndeajuns pentru a putea exprima într-o ecuație analitică traectoria vînei de apă înclinată care să coincidă cu cea reală. De asemenea, deoarece mișcarea apei se face vibrator, trebuie luat în considerare și acest element hidrodinamic special.

Pentru calculul aproximativ al razei de acțiune efective F. I. Pikalov recomandă formula empirică :

$$R_e = 0,42 H + 1\,000 d$$

în care d este diametrul ajutorajului în metri, formula fiind valabilă în limita $H/d > 1\,000$. Proporțional cu viteza de rotație a aspersorului, raza de acțiune a vînei se micșorează la 0,85—0,9 R_e . În cazul nostru au fost obținute valori între 0,85—0,87 R_e .

În cadrul unei teme generale de cercetare privind studiul utilizării apelor subterane pentru irigații prin aspersiune, formînd obiectul unei convenții de colaborare încheiată cu Oficiul Regional de Îmbunătățiri Funciare Timișoara, a fost încercat aparatul de aspersiune tip ASM, utilizat în practica irigațiilor (fig. 1). Aparatul funcționează cu un debit indicat de 17 l/s la presiunea de pompare de 3 atmosfere și cu diametrul duzei de 24 mm.



Fig. 1 a : Aspersorul ASM.

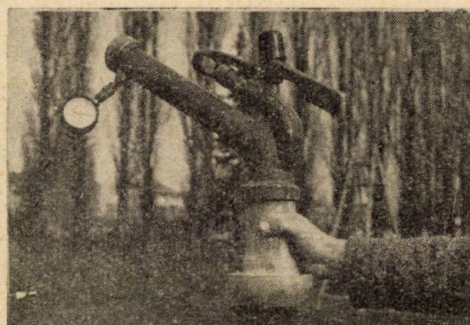


Fig. 1 b. Aspersorul în funcțiune.

Aparatul a fost pus în funcțiune pe terenul laboratorului de construcții hidrotehnice cu o pompă centrifugă acționată electric. Vana conductei de refulare permitea reglarea debitului și a presiunii de pompare.

Măsurătorile au fost efectuate cu 5 mărimi de duze, de 16, 20, 24, 26 și 30 mm diametru, pentru fiecare determinîndu-se următoarele elemente :

— Debitul aparatului în funcție de presiunea manometrică, manometrul fiind montat pe ștuțul principal înaintea ajutorajului. Debitul a fost măsurat cu o ladă etalonată.

— Raza efectivă de acțiune, măsurată în timpul rotirii aparatului.

Rezultatele obținute sînt date numeric în tabelul 1 iar în fig. 2 sînt reprezentate în formă sinoptică curbele caracteristice $q=f(H)$ și $R=f(H)$, pentru fiecare din cele 5 duze.

Presiunea optimă de funcționare variază, în funcție de diametrul duzei, între 15 și 40 m. La presiuni mai mici de 20 m duzele de 26 și 30 mm realizează o pulverizare insuficientă a vînei de apă, în schimb la presiuni mai mari de 40 m mai ales duzele 16 și 20 mm pulverizează ploaia în mod excesiv ceea ce are ca urmare o prea mare pierdere de apă la cea mai mică adiere de vînt. Decalarea mult înspre dreapta a curbei debitului duzei de

Tabela 1

Debitul și raza de acțiune în funcție de presiune și de diametrul duzei

H atm.	DIAMETRUL DUZEI — mm									
	16		20		24		26		30	
	q l/s	R m	q l/s	R m	q l/s	R m	q l/s	R m	q l/s	R m
1,5	7,75	1,9	9,15	22,5	11,25	26,0	12,70	27,5	17,30	31,0
2,0	8,80	20,8	10,30	24,2	12,40	27,6	14,20	29,3	19,00	32,7
2,5	9,85	22,6	11,45	26,0	13,65	29,5	15,75	31,1	21,00	34,5
3,0	10,80	24,3	12,60	27,8	14,80	31,2	17,20	32,8	23,20	36,3
3,5	11,65	25,9	13,55	29,3	15,85	32,8	18,40	34,4	24,60	37,8
4,0	12,40	27,2	14,40	30,6	16,70	34,1	19,40	35,7	25,80	39,2

30 mm precum și înclinația mai mică a acestora față de abscisă scoate în evidență rolul diametrului duzei în mărirea productivității aparatului de ploaie, atât în ce privește debitul cât și raza de acțiune.

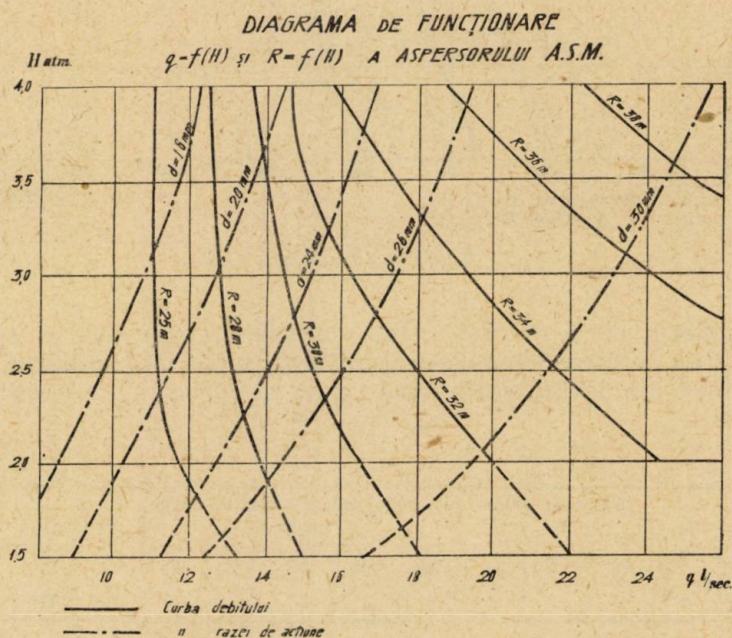


Fig. 2. Diagrama de funcționare a aspersorului.

Această constatare rezultă și din diagrama suprafeței circulare udă efectiv cu cele 5 duze la diferite presiuni (fig. 3), în care duza de 30 mm apare de asemenea diferențiată. Suprafețele au fost calculate în două ipoteze: amplasarea punctului de staționare a aspersoarelor în pătrat (semnul □), când suprafața efectiv udată reprezintă 63,5% din suprafața (brută)

a cercului și amplasarea în triunghi (semnul Δ) când suprafața efectiv udată este de 83%.

Pierderile de apă prin evaporația în timpul căderii ploii au fost evaluate în medie la 15% considerînd că udările se efectuează în timpul verii. Acest

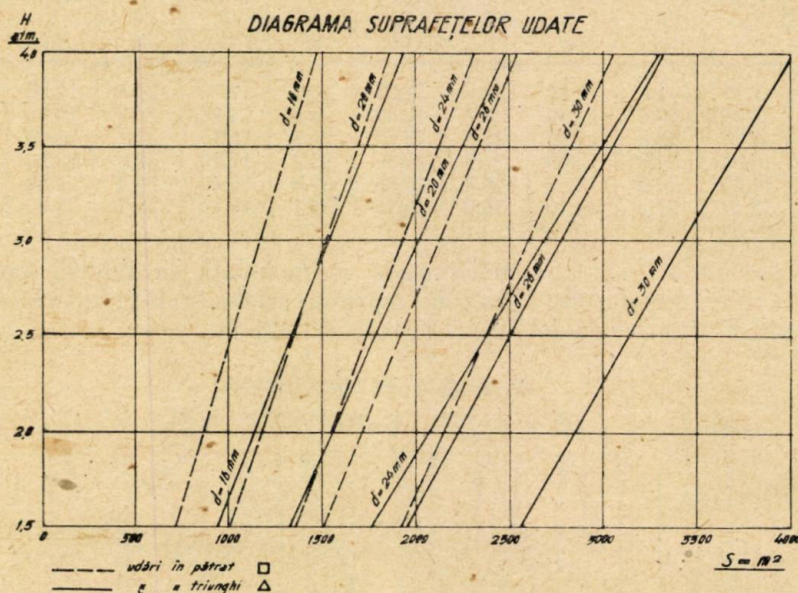


Fig. 3. Diagrama suprafețelor udate.

procentaj mediu al pierderilor a fost determinat experimental cu ocazia încercării altor aspersoare similare efectuate de autori în anul trecut. Scăzînd aceste pierderi din debitul aparatului, a rezultat debitul q_m al ploii (tabel 2, coloana 2).

Tabela 2

d mm	H atm.	q_n l/s	Suprafața udată mp			T_H (min.) pentru norma de udare mc/ha					I_u ha/16 ore		I_l CP oră/ha	
			S_b	□	△	100	200	300	400	500	□	△	□	△
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
16	1,5	6,6	1,134	720	940	28,6	57,2	85,8	114,4	143,0	0,8	1,05	30,7	23,6
	4,0	10,5	2,324	1,475	1,930	36,8	73,6	110,4	147,2	184,0	1,3	1,7	82,2	63,0
20	1,5	7,8	1,590	1,010	1,320	34,0	68,0	102,0	136,0	170,0	1,95	1,25	30,7	23,5
	4,0	12,2	2,942	1,870	2,440	40,1	80,2	120,3	160,4	200,5	1,5	1,9	84,0	64,5
24	1,5	9,6	2,124	1,350	1,760	35,4	70,8	106,2	141,6	177,0	1,2	1,6	29,5	22,0
	4,0	14,2	3,653	2,320	3,300	42,1	84,2	126,3	168,4	210,5	1,8	2,5	84,4	63,0
26	1,5	10,8	2,374	1,505	1,950	36,7	73,4	110,1	146,8	183,5	1,3	1,7	30,6	23,7
	4,0	16,5	4,004	2,540	3,320	40,5	81,0	121,5	162,0	202,5	2,0	2,6	82,5	63,0
30	1,5	14,7	3,019	1,120	2,550	34,2	68,4	102,6	136,8	171,0	1,8	2,4	30,7	23,0
	4,0	21,9	4,828	3,065	4,020	36,8	73,6	110,4	147,2	184,0	2,7	3,5	82,2	62,7

Calculînd volumele de apă V_a corespunzătoare diferitelor norme de udare cu expresia :

$$V_a = S_b \cdot m \cdot 10^{-4} \text{ în mc,}$$

în care S_b este suprafața udată a cercului în mp iar m este norma de udare în mc/ha, — a fost stabilit timpul de udare T_u corespunzător diferitelor debite, conform relației :

$$T_u = \frac{1000 \cdot V_n}{60 q_m} \text{ în minute.}$$

în care q_m este dat în l/s.

Au fost determinați apoi următorii indici de productivitate ai aspersorului :

— *Indicele de udare*, reprezentînd suprafața ce poate fi udată cu un singur aparat în timp de 16 ore :

$$I_u = \frac{960 S_u}{T_u} \text{ în ha}$$

în care S_u este suprafața efectiv udată în cele două cazuri de amplasare a aspersoarelor. Cifrele din coloanele 11 și 12 ale tabelului 2, precum și reprezentarea grafică din fig. 4, confirmă faptul cunoscut că productivitatea crește pronunțat cu mărirea diametrului duzei. Ele se referă numai la norma de irigație obișnuită de 300 mc/ha.

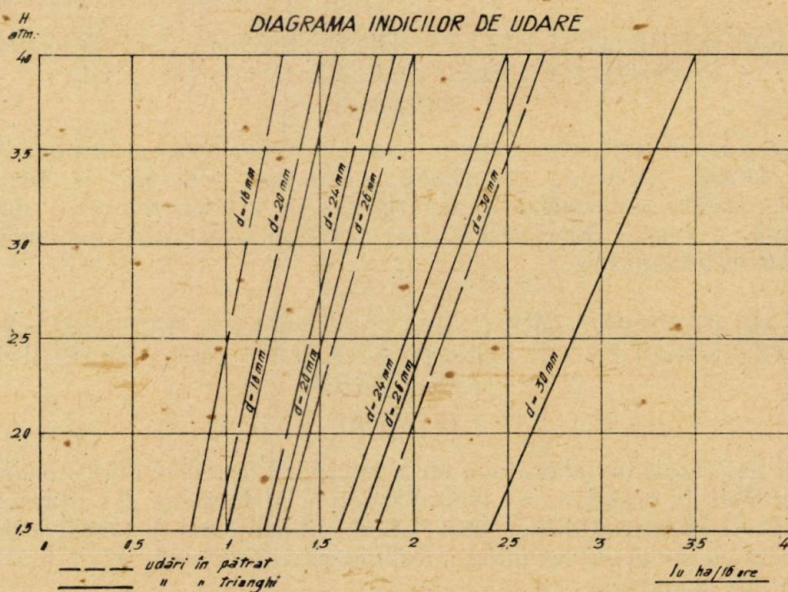


Fig. 4. Diagrama indicilor de udare.

— *Indicele economic* (col. 13 și 14) exprimă energia consumată de un singur aspersor funcționînd la presiunea minimă de 1,5 și maximă de 4,0 atm. Indicii se referă la norma de udare de 300 mc/ha.

În formula de calcul al indicelui, în CP oră pe hectar :

$$I_e = \frac{13,33q \cdot H}{1000} \cdot \frac{T_u}{60} \cdot \frac{10.000}{S_u} = 2,21q \cdot H \cdot T_u / S_u,$$

debitul q al aparatului este dat în l/s, sarcina manometrică H în metri, durata udării T_u în minute și suprafața efectiv udată S_u în metri pătrați. Cifrele obținute nu sînt absolute și au valoare de comparație, avînd în vedere că nu au fost considerate pierderile de sarcină la pompă și în aripa de ploaie.

Se observă că indicele de consum al energiei este practic egal la aceeași presiune a duzelor, indiferent de diametrul lor, pentru că la aceeași presiune H , în măsura în care crește debitul q și durata udării T_u , crește și suprafața udată S_u .

În rezumat, concluziile cercetării aparatului de ploaie ASM sînt următoarele :

a) În funcție de caracteristicile de funcționare a motopompei disponibile, aparatul poate fi întrebuințat cu ajutaje avînd diametrul între 20 și 40 mm, cu o productivitate care crește foarte pronunțat cu mărimea diametrului duzei, pînă la limita de 40 mm.

b) Energia mecanică necesară funcționării aspersorului este practic egală la aceeași presiune, indiferent de diametrul duzei.

c) Pentru producție se recomandă amplasarea aspersoarelor în triunghi; prin care se realizează un indice de udare mai mare cu 30% decît amplasarea în pătrat.

УСТАНОВЛЕНИЕ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РАБОТЫ РАЗБРЫЗГИВАЮЩИХ АППАРАТОВ (РЕЗЮМЕ)

Лабораторными испытаниями были установлены взаимные соотношения между дебитом, давлением, областью действия и диаметром насадок разбрызгивающего аппарата А.С.М., используемого в практике орошений, а также были вычислены технико-экономические показатели работы этих аппаратов.

L'ÉTABLISSEMENT DES CARACTERISTIQUES TECHNIQUES ET ÉCONOMIQUES DE FONCTIONNEMENT DES APPAREILS D'ASPERSION (RESUME)

Par des essais de laboratoire on a déterminé les corrélations réciproques entre la débit, la pression, le rayon d'action et le diamètre des embouchures de tuyère de l'appareil d'asperision A.S.M., utilisé dans la pratique des irrigations, et on a calculé les indices techniques et économiques de fonctionnement de ces appareils.

BIBLIOGRAFIE

1. F. I. Pikalov, *Hidraulica aparatelor de stropit cu bătaie mare.*
2. I. I. Agroschin, *Hidraulica.*
3. A. N. Kostiaikov, *Bazele Ameliorației.*

INFLUENȚA PRESIUNII PARȚIALE A COMPONENTEI ACTIVE ASUPRA SCHIMBULUI DE CĂLDURĂ ȘI MASA ÎN SISTEME ETEROGENE

DE

N. BOBOESCU

Există în industrie o mulțime de procese tehnologice la care schimbul de căldură și substanță se face simultan, între un mediu lichid și unul gazos, care se găsesc în mișcare relativă unul față de altul. Astfel de procese complexe au loc și în cazul evaporării apei într-un mediu de aer și vapori de apă (aer atmosferic), cum este cazul turnurilor de răcire. Ceea ce se constată în special, în cazul desfășurării simultane într-un sistem dat a proceselor de transport de energie (căldură) și de masă (substanță) constă în faptul că apar o serie de efecte suplimentare, care nu au loc în cazul desfășurării lor în parte. Factorul principal care dă naștere efectelor suplimentare, în cele mai multe cazuri practice, se datorește apariției unui flux de substanță transversal, normal la suprafața de separare a fazelor, a cărui intensitate are influență și asupra coeficienților de cedare de căldură și asupra coeficienților de cedare de masă. Interacțiunea dintre intensitatea fluxului principal al mediului gazos și intensitatea fluxului transversal, modifică nu numai legile schimbului de căldură dar pot duce chiar la schimbarea mecanismului de trecere. Stabilirea momentului modificării caracterului de scurgere a fluxurilor, adică stratul limită să rămână laminar sau turbulent independent de intensitatea fluxului transversal, constituie una din cele mai dificile probleme care nu a putut fi rezolvată pînă în prezent. Schimbarea mecanismului de trecere, depinde de direcția fluxului de substanță transversal, de forma fluxului principal, de viteza relativă a celor două fluide, de potențialele lor termice, precum și de conținutul variabil al componentelor amestecului gazos la suprafața de separare și amestecului în masa de bază.

Datorită acestor fenomene complexe, nu există un procedeu unic de prezentare și prelucrare a rezultatelor cercetărilor experimentale și de aceea, adeseori, apar contradicții pentru o serie de probleme esențiale pentru practică, legate în parte de calculele proceselor.

Important pentru stabilirea legăturii dintre trecerea căldurii și a substanței, este faptul care se referă la condițiile în care într-un domeniu dat, poate fi răspîndită analogia între cele două schimburi.

Se cunoaște de mult că în cazul sistemelor omogene există o analogie între propagarea căldurii și substanței, respectiv o identitate între ecuațiile diferențiale pentru procesele de conductibilitate termică și ecuațiile de difuzie. Concluziile care decurg din această analogie, ușurează atât studiul teoretic cât și calculele practice ale răcirii prin evaporare.

Dacă însă există o suprafață de separare între mediul lichid și mediul gazos, care este impenetrabilă pentru componentele inerte ale gazului, cum

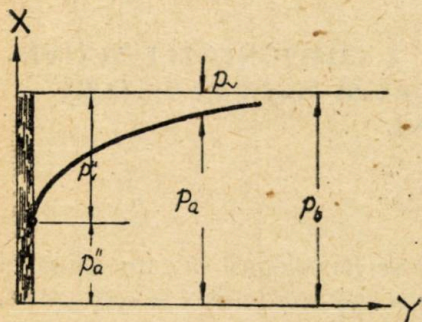


Fig. 1. Variația presiunilor parțiale ale vaporilor la suprafața lichidului.

este cazul turnurilor de răcire, atunci ne găsim într-un sistem eterogen și analogia între schimbul de căldură și masă, devine doar aproximativă. Pentru folosirea ei în aceste cazuri, trebuie să cunoaștem cauzele care duc la abatere de la analogie și care limitează domeniul de aplicare a acestora. În cazul unei analogii îndepărtate se îngreunează compararea și folosirea practică a datelor experimentale.

„pur“ și nici condițiile hidrodinamice și cele la limita de separare, nu sînt aceleași.

Spre deosebire de sistemele omogene, în cazul prezenței suprafeței de separație, presiunea parțială a componentei active, (care în cazul aerului atmosferic sînt vaporii de apă) variază de la valoarea p_v'' pe suprafață, pînă la valoarea p_v în masa amestecului.

Dacă considerăm că presiunea totală a amestecului P_b se păstrează constantă în întregul volum considerat, atunci presiunea parțială a componentei inerte p_a , se va schimba în raport cu variația presiunii parțiale a componentei active. Gradientii presiunii parțiale a componentei active și inerte, pentru p_b constant, vor fi egali ca mărime și de semne contrare.

$$\frac{\delta p_a}{\delta y} = - \frac{\delta p_v}{\delta y} \quad (1)$$

Aceasta înseamnă că difuziunea gazului inert trebuie să fie de sens invers difuziunii componentei active, adică în cazul evaporării apei în aer, difuziunea aerului trebuie să fie spre suprafața lichidului. Cum însă suprafața lichidului este impenetrabilă pentru aer, posibilitatea reală de formare a unui flux permanent dirijat către suprafață, este exclusă. Acest fenomen de deplasarea particulelor de gaz inert către suprafață, dă naștere unui flux compensator de vaporii-gaze în sens invers, care depinde de gradientul de concentrație și de gradientul de temperatură. Astfel chiar și în lipsa mișcării forțate a mediului gazos, este necesar să se adauge la curentul de difuzie și curentul de termodifuzie și curentul molar, care împreună formează fluxul transversal.

Fluxul total de substanță transversal g_v care se mișcă în direcția y cu viteza W_v , influențează asupra cîmpurilor de presiuni parțiale ale vaporilor, asupra cîmpurilor de temperaturi iar în cazul cînd amestecul gazos se găsește în mișcare, influențează și asupra cîmpului de viteze. Prin urmare sistemul de ecuații diferențiale trebuie să ia în considerare prezența acestui flux, ale cărui proprietăți fizice pot să se deosebească de ale amestecului.

Dacă considerăm că axa x este îndreptată de-a lungul suprafeței lichidului și axa y perpendiculară pe suprafață, ecuațiile stratului limită pentru fluxul staționar plan, în cazul prezenței trecerii substanței, au următoarele aspecte.

1) Ecuația de continuitate exprimată ca suma algebrică a tuturor cantităților de fluid, care parcurg suprafața unui element de volum și care trebuie să fie nulă, deci :

$$\frac{\delta(\rho \bar{w})}{\delta x} + \frac{\delta(\rho_v \bar{w}_v)}{\delta y} = 0. \quad (2)$$

2) Ecuația de mișcare a stratului limită care exprimă egalitatea dintre forțele de inerție din masa fluidului cu forțele datorită variației presiunii, acțiunii gravitaționale și cele de vîscozitate.

$$\rho \bar{w} \frac{\delta \bar{w}}{\delta x} + \rho_v \bar{w}_v \frac{\delta \bar{w}}{\delta y} = X - \frac{\delta \bar{p}}{\delta x} + \frac{\delta}{\delta x} \left[(\mu + \mu_T) \frac{\delta \bar{w}}{\delta x} \right] + \frac{\delta}{\delta y} \left[(\mu + \mu_T) \frac{\delta \bar{w}}{\delta y} \right] \quad (3)$$

3) Ecuația energiei sau conductibilității termice (fără a lua în considerare disipația vîscoasă). Deoarece fluxul de căldură în regim staționar se transmite atît prin mișcarea fluidului cît și prin conductivitate în stratul limită, cele două energii trebuie să fie egale între ele.

$$\frac{\delta}{\delta x} (\rho \bar{w} C_g \bar{T}_g) + \frac{\delta}{\delta y} (\rho_v \bar{w}_v C_{pv} \bar{T}_g) = \frac{\delta}{\delta x} \left[(\lambda + \lambda_T) \frac{\delta \bar{T}}{\delta x} \right] + \frac{\delta}{\delta y} \left[(\lambda + \lambda_T) \frac{\delta \bar{T}}{\delta y} \right]. \quad (4)$$

4) Ecuația de difuziune a substanței care exprimă egalitatea dintre variația presiunii parțiale și variația coeficienților de difuziune în cazul regimului laminar și turbulent.

$$\begin{aligned} & \frac{\delta}{\delta x} \left[p_v \frac{\rho w}{p} \frac{R}{Rv} g \right] - \frac{\delta}{\delta y} \left[p_v \frac{\rho_v w_v}{p} g \right] = \\ & = \frac{\delta}{\delta x} \left[(D_p + D_{pT}) \frac{\delta p_v}{\delta x} \right] + \frac{\delta}{\delta y} \left[(D_p + D_{pT}) \frac{\delta p_v}{\delta y} \right]. \end{aligned} \quad (5)$$

Pentru cedarea de căldură la limită ($y=0$) putem considera condiția obișnuită, cu luarea în considerare a posibilității de apariție a turbulenței.

$$-(\lambda + \lambda_T) \left(\frac{\delta T}{\delta x} \right)_{y=0} = \alpha \cdot \Delta T \quad (6)$$

iar pentru cedarea de masă, cu luarea în considerare a fluxului molar

$$-(D_p + D_{pT}) \frac{p}{p - p_{vD}} \left(\frac{\delta p_v}{\delta y} \right)_{y=0} = \beta_p \cdot \Delta p_v. \quad (7)$$

În ecuațiile (2—7) cu indicele „v” sînt notate mărimile care se referă la componența activă a amestecului, iar mărimile care nu au acest indice se referă la amestec. Cu indicele „T” s-ar notat coeficienții trecerii turbulente în care caz μ , λ și D_p sînt: coeficientul de viscozitate, coeficientul de conductivitate, respectiv coeficientul de difuzie moleculară în stratul limită, în regim laminar, raportat la gradientul presiunii parțiale a componentei active a amestecului p_v , iar μ_T , λ_T și D_{pT} sînt aceiași coeficienți însă în regim turbulent. În afară de aceștia Δp_v și ΔT reprezintă diferența presiunilor parțiale, respectiv a temperaturilor între suprafața de separare a fazelor și masa de bază a amestecului, iar p_{v0} este presiunea parțială a componentei active a amestecului la suprafața de separare ($y=0$).

Se constată din practică că valoarea coeficientului de difuzie D_{pv} și D_{pT} se determină cu precizie numai cunoscînd intensitatea fluxului de substanță transversal g_v , pentru fiecare caz în parte. De aceea este mult mai rațional să se facă uz pentru soluționarea problemei, de similitudinea procesului de transmitere a căldurii și substanței. Dacă nu ținem seama de posibilitatea turbulentării scurgerii amestecului la suprafața de separare, în schimb avem în vedere variabilitatea constantelor fizice, se poate obține ecuațiile fără dimensiuni pentru coeficientul de cedare al căldurii și substanței, care în forma cea mai generală au următorul aspect:

Pentru schimbul de căldură:

$$Nu = F(Re, Ar, Pr, Pw, P_T) \quad (8)$$

Pentru schimbul de substanță:

$$Nu_D = F(Re, Ar, Pr_D, Pw, P_D) \quad (9)$$

în care avem:

$$Re = \frac{w \cdot L}{\nu}; \quad Ar = \frac{g \cdot L^3}{\nu^2} \frac{\rho - \rho_0}{\rho}; \quad Pr = \frac{\gamma}{a}; \quad Pw = \frac{g_v \cdot L}{\nu \cdot \gamma};$$

$$Pr = \frac{g_v \cdot C_{pv} \cdot L}{\lambda}; \quad Pr_D = \frac{\mu}{D_p R_v \cdot T \cdot \gamma}; \quad P_D = \frac{g_v \cdot L}{D_p \cdot p};$$

Se observă că în afară de criteriile clasice Re , Pr și Ar , în ecuațiile (8) și (9) mai intră și Pw , Pr și P_D care reflectă influența fluxului de substanță transversal asupra cîmpurilor de viteză, cîmpurilor de temperaturi și asupra presiunilor parțiale. Cum însă aceste criterii sînt funcțiuni de g_v , care nu se cunoaște, practic problema se rezolvă determinînd variația componentelor care compun fluxul de substanță transversal și influența acestuia asupra schimbului de căldură „pur”.

Pentru determinarea intensității fluxului de substanță transversal în cazul perechii de fluide apă-aer s-a pornit de la formula:

$$g_v = A \cdot \psi \cdot \frac{\Delta p}{L} \cdot \frac{760}{pb}; \quad (\text{kg/m}^2\text{h}) \quad (10)$$

în care :

$A = K \cdot R_e^n$ este viteza fără dimensiuni de evaporare a lichidului care s-a determinat experimental (fig. 2).

K — coeficient empiric care ține seama de însușirile fizice ale lichidului ce se evaporă și de forma suprafeței.

$\psi = \frac{m_v}{R_v \cdot T_v} D_0 \left(\frac{T_v}{273} \right)^n$ — coeficient complex de difuziune a vaporilor.

$\Delta p = p - p_v$ — diferența dintre presiunea parțială a vaporilor la suprafața de evaporare a lichidului și presiunea parțială a vaporilor în mediul ambiant (torri).

L — lungimea suprafeței de evaporare în direcția mișcării fluidelor (m).

T_v — temperatura absolută a vaporilor în mediu ambiant ($^{\circ}\text{K}$).

$m_v = 18$ — greutatea moleculară a vaporilor de apă.

$R_v = 47,06 \frac{\text{kg m}}{\text{kg} \cdot \text{grd}}$ — valoarea constantei pentru vaporii de apă.

$D_0 = 0,0792 \text{ m}^2/\text{h}$ — coeficientul de difuzie pentru vaporii de apă.

n — un coeficient care crește odată cu Re .

Din graficul acesta $A = f(\text{Re})$ se poate determina atât valoarea exponentului n cât și valoarea coeficientului K .

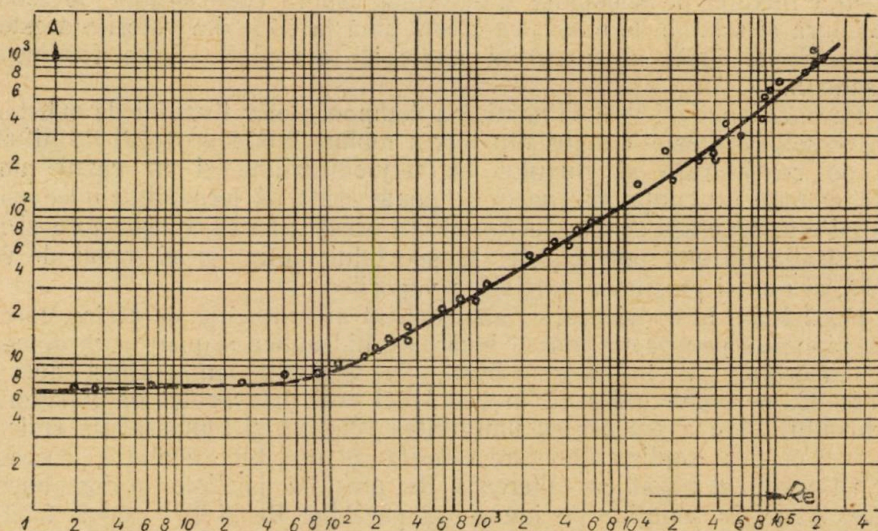


Fig. 2. Relația dintre viteza fără dimensiuni a evaporării A și criteriul Re .

În fig. 3 s-a trasat ψ funcțiune de T_v , pentru $n \leq 2$.

Cu formula (10) s-a calculat intensitatea fluxului de substanță transversal, având măsurate valorile Δp , L și s-a comparat criteriul termic în cazul schimbului de căldură „pur” cu valorile criteriului termic, luând în considerație influența fluxului de substanță transversal.

În mod similar s-a calculat și influența fluxului de substanță transversal asupra schimbului de masă, valorile s-au trasat în fig. 4.

Din analiza acestor curbe rezultă că în cazul experiențelor noastre care au avut loc în regim neadiabatic de evaporare influența fluxului de substanță transversal asupra schimbului de căldură și masă, a fost relativ neînsemnată (cca. 10%). Cu toate acestea, în cazul turnurilor de răcire cu scurgere peliculară, la zone mari de răcire și viteze relative ridicate,

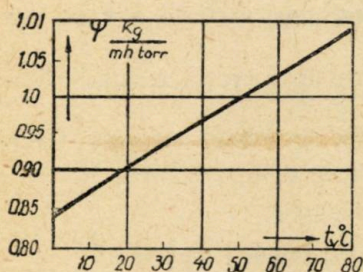


Fig. 3.
Coeficientul ψ funcție de T_v

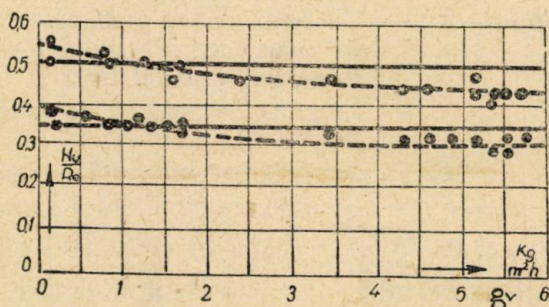


Fig. 4. Dependenta criteriului termic și de difuzie funcție de g_v

influența fluxului de substanță transversal asupra coeficienților de schimb de căldură și schimb de masă, va crește pînă la 30% din valorile acestora, menținându-ne însă, în domeniul analogiei apropiate dintre fenomenele de schimb.

Pe baza analizei termodinamice a componentelor fluxului de substanță transversal, care este compus din fluxul molar, fluxul provocat de difuziunea de concentrare și fluxului de termodifuziune și în cazul amestecurilor care nu conțin hidrogen, se poate arăta că termodifuziunea poate fi neglijată, deoarece constanta $K_T \ll 1$. În acest caz nici temperatura și nici concentrația nu sînt potențialele transportului molecular și molar de substanță, ci numai presiunea parțială a vaporilor.

Dacă luăm în considerație cazul limitat al turnurilor de răcire, care se dimensionează pentru o anumită încărcare hidraulică și pentru un domeniu de temperaturi al fluidelor coborît, de exemplu temperatura apei de 50–60 °C, se poate arăta că în cazul cel mai defavorabil de funcționare al turnului, cînd avem aer cu umiditatea relativă și temperatura ridicată, singurul criteriu suplimentar care reflectă cel mai bine evoluția procesului în turn, este cel bazat pe diferența de presiuni parțiale a componentei active. Astfel în ecuațiile de invarianți pe lîngă Re și Pr , urmează să se introducă criteriul $\Delta p/p$ care în cazul nemodificării regimului de scurgere al perechii de fluide apă-aer și al unei valori limitate a intensității fluxului de substanță transversal, redă cu suficientă precizie coeficienții de schimb. Dacă introducem acest invariant ecuațiile devin:

$$Nu = F(Re, Pr, \Delta p/p) \quad (11)$$

și

$$Nu_D = F(Re, Pr_D, \Delta p/p). \quad (12)$$

Criteriul bazat pe diferența de presiuni parțiale a vaporilor la suprafața de evaporare a lichidului și în mediul ambiant, după experiențele noastre se comportă mult mai bine și în domeniul umidităților relative ridicate ale aerului unde cifra Gu , introdusă de Nesterenko este insuficientă. Cifra Gu devine egală cu zero când aerul ajunge la saturație, indiferent de temperatura lichidului și a aerului. Schimbul de căldură și substanță în acest caz devine nul, lucru care desigur nu poate fi adevărat.

Factorul $\Delta p/p$ este mai general și cuprinde ca un caz particular cifra Gu și anume în cazul regimului adiabatic, la presiune constantă și în cazul egalității temperaturii termometrului umed cu temperatura de saturația adiabatică a aerului.

CONCLUZII

Măsurătorile noastre privitoare la schimbul de căldură și substanță între perechea de fluide apă-aer, în condițiile turnurilor de răcire cu straturi peliculare, am permis în cazul regimului neadiabatic să evidențiem la temperaturi și umidități ridicate, insuficiența cifrei Gu .

S-a dat o metodă de calcul a intensității fluxului de substanță transversal și s-a reprezentat influența acestuia asupra coeficienților de schimb. Se observă că o dată cu creșterea intensității fluxului de substanță transversal, coeficienții de schimb scad.

Se propune o cifră bazată pe diferența de presiuni parțiale a vaporilor, care în cazul limitat al turnurilor de răcire s-a comportat mult mai bine. S-au scos ecuațiile de invarianți analoage, situându-ne în domeniul analogiei aproximative dintre fenomenele de schimb de căldură și substanță.

ВЛИЯНИЕ ЧАСТИЧНОГО ДАВЛЕНИЯ АКТИВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ НА ТЕПЛООБМЕН И МАССУ В ГЕТЕРОГЕННЫХ СИСТЕМАХ

(РЕЗЮМЕ)

Даются общие уравнения теплообмена и обмена вещества в гетерогенных системах. Принимается частный случай пары веществ вода-воздух, а также случай предельной области действия башенных охладителей пленочной системы с усиленной тягой.

Дается метод определения коэффициентов теплообмена и массообмена, а также и результаты полученные опытным путем.

Для исследуемой области даются уравнения теплообмена и обмена вещества, в которые введен инвариант $\Delta p/p$ для случая неадиабатического реима и высокой влажности воздуха.

L'INFLUENCE DE LA PRESSION PARTIELLE DE LA COMPOSANTE ACTIVE SUR L'ÉCHANGE DE CHALEUR ET DE SUBSTANCE DANS UN SYSTÈME HÉTÉROGÈNE

(RÉSUMÉ)

On établit les équations générales de l'échange de chaleur et de substance dans un système hétérogène. On les emploie pour le pair de substance eau-air et pour le domaine limité au fonctionnement des tours de réfrigération à tirage forcé (système pelliculaire).

On établit une méthode pour déterminer les coefficients d'échange calorifique et de substance et on donne les résultats expérimentaux. Pour le domaine étudié on établit les équations d'échange de chaleur et de substance où on a introduit les invariants $\Delta p/\bar{p}$ pour le régime non adiabatique et pour un grand degré d'humidité de l'air.

BIBLIOGRAFIE

1. Berman L. D., Nekotore zakonomernosti sovmestno protėcauŝcin proŝesov teplo i masoobmena v geterogenih sistemah. J.T.F. Nr. 1 — 1959.
2. A. V. Nesterenko, Teplo i masoobmen pri isparenii jidcosti so svobodnoi poverhnosti J.T.F. XXIV Nr. 4 1954.
3. Vlădea I., Contribuție la studiul funcționării turnurilor de răcire. Buletin I.P.T. Nr. 1—2 1957.

METODE PRACTICE PENTRU DETERMINAREA PARAMETRILOR VIBRATORULUI FOLOSIT LA ÎNFIGEREA PILOȚILOR

DE

PAUNESCU MARIN

*Comunicare prezentată în sesiunea IX-a de Comunicări științifice a cadrelor didactice
din 3—5 mai 1961*

Prezentarea problemei de înfigere a piloților, palplanșelor, tuburilor și coloanelor prin folosirea vibrațiilor în cadrul lucrărilor celui de al IV-lea Congres de Geotehnică și Fundații ținut la Londra în anul 1957, de către profesorul sovietic D. D. Barkan, a trezit un viu interes asupra participanților, lucru ce-a determinat ca problema să intre în atenția multor cercetători și oameni de specialitate din diverse țări.

Deși metoda se aplică cu succes în U.R.S.S. încă din anul 1949, complexitatea fenomenului de înfigere prin vibrare a elementelor în pământ și dificultățile de alegere a parametrilor optimi ai instalațiilor pentru înfigerea prin vibrații, fac ca încercările mai multor cercetători de a stabili o teorie despre înfigerea prin vibrații, să nu fie încă complet rezolvate.

Din analiza lucrărilor existente în acest sens, rezultă că acestea au fost dezvoltate și elaborate în două direcții.

Una dintre aceste teorii, creiată de profesorul D. D. Barkan constă în studierea influenței vibrațiilor asupra frecării interioare în nisipuri, stabilind că sub această influență particulele de pământ primesc o mobilitate mare și devin asemănătoare cu un mediu vâcos. El propune ca proprietățile mecanice ale acestui mediu să fie caracterizate printr-un anumit coeficient de vibrovâcositate, care coeficient depinde de proprietățile fizico-mecanice ale pământului și de accelerația vibrațiilor.

În felul acesta D. D. Barkan reduce o problemă extrem de complicată la problema înfrierii corpurilor într-un mediu vâcos și stabilește relații pentru viteza de înfigere etc.

Cealaltă teorie de care s-au ocupat cercetătorii sovietici I. I. Neimark, I. I. Blehman, M. I. Kușuli și A. V. Sleahin, au arătat că teoria înfrierii prin vibrații, se poate stabili fără aplicarea ipotezei despre fluidizare, sau în general despre orice fel de modificare a proprietăților fizico-mecanice a pământurilor sub influența vibrațiilor.

Autorii acestei lucrări presupun că între suprafața piloților și pământ are loc o așa-numită frecare uscată, iar dependența dintre presiunea pe ca-

pățul elementului și înfigerea sa se determină pe baza unor grafice experimentale.

În felul acesta pot fi stabilite unele relații ce dau adâncimea maximă de înfigere, viteza medie etc.

Privind sub aspect critic cele două teorii, evident că se poate ușor pune în evidență atât meritul fiecăreia dintre ele cât și unele lipsuri pe care acestea le prezintă.

Astfel teoria lui D. D. Barkan care ține seama de influența vibrațiilor asupra modificării proprietăților fizico-mecanice ale pământurilor sub influența vibrațiilor în anumite condiții de sol, ca de exemplu în cazul pământurilor nisipoase saturate cu apă, duce la concluzii foarte apropiate de realitate lucru ce în cazul celeilalte teorii poate duce la erori mari.

Totuși, prin faptul că cea de a doua direcție, pune în evidență în mod corect esența mecanică a procesului de înfigere prin vibrații, lucru dovedit prin încercările experimentale, face ca această teorie să prezinte o deosebită valoare pentru studierea și aplicarea practică a înfîngerii elementelor în pământ prin vibrație.

Mulțumindu-ne numai cu aspectele menționate pentru cele două direcții în care au decurs teoriile de înfigerea piloților în pământ prin vibrație, în materialul de față ne propunem să facem o prezentare a cercetărilor experimentale întreprinse de noi în acest sens, precum și stabilirea unor relații practice pentru determinarea parametrilor vibratorului folosit la înfigerea piloților și în deosebi a piloților de lemn și tuburilor metalice, problemă cercetată și verificată experimental mai mult de către noi, comparativ cu alte elemente.

Pentru aceasta vom pune mai întâi în evidență, unele aspecte experimentale asupra comportării pământurilor la înfigerea și smulgerea piloților, atât sub acțiunea unei sarcini statice, cât și sub acțiunea unei sarcini pulsatorii :

În cazul înfîngerii sau extragerii unui element (pilot, palplanșă, tub etc) sub acțiunea unei forțe statice, elementul în mișcarea sa va întâmpina o rezistență din partea pământului și anume :

Dacă elementul se înfige, elementului în înaintare i se vor opune atât rezistențe frontale care se înfig printr-o poansonare a pământului cât și rezistențe de frecare pe suprafața sa laterală.

Dacă elementul se extrage, atunci se vor opune numai rezistențele de frecare pe suprafața sa laterală.

Din cercetările experimentale făcute, rezultă că mărimea acestor rezistențe depinde de următorii factori principali :

1) Natura pământului (coeziv, necoeziv sau intermediar), caracterizat din punct de vedere cantitativ prin caracteristicile sale fizico-mecanice dintre care menționăm : coeziunea, gradul de îndesare, starea de consistență și plasticitate, granulometria etc.

2) Elementul ce se înfige caracterizat prin mărimea și forma suprafeții transversale, materialul din care este făcut, lungimea sa etc.

3) Timpul de ședere în pământ a elementului.

Pentru a putea să apreciem din punct de vedere cantitativ cele două feluri de rezistențe ale pământului (frontală și laterală), vom expune rezultatele cercetărilor făcute pentru fiecare separat în diverse condiții de sol și timp, precum și pentru diverse elemente.

REZISTENȚA DE FRECARĂ PE SUPRAFAȚA LATERALĂ A ELEMENTULUI

Pentru aprecierea cantitativă, au fost făcute experiențe de smulgere a unor elemente din lemn, și metal, din diverse pământuri, rezultatele fiind prezentate în cele ce urmează. În general în procesul de smulgere s-a observat că pentru deplasări foarte mici ale elementului, rezistența la extragere reprezintă o forță proporțională cu deplasarea ceea ce se poate exprima astfel :

$$R_s = C_e d$$

unde : R_s = reprezintă rezistența la smulgere

d = deplasarea elementului

C_e = coeficient de rezistență laterală elastică a pământului.

Acest lucru a fost pus în evidență experimental prin acționarea elementului cu o forță de smulgere produsă de un troliu, prin intermediul unui dinamometru servit pentru măsurarea forței de smulgere R_s prin măsurarea deplasării elementului smuls (de ordinul fracțiunilor de mm) față de un reper. S-a constatat că există o anumită deplasare a elementului pînă la care dinamometrul este în creștere, adică pînă cînd rezistența de smulgere continuă să crească, apoi aceasta se menține constantă pe o perioadă de timp foarte scurtă, iar pe urmă începe să scadă. De aceea relația de mai sus, este practic valabilă numai într-un anumit domeniu de deplasare, căruia îi putem spune „domeniu elastic”. Dacă vom aplica forțe egale sau mai mari decît limita acestei rezistențe elastice a pământului la smulgerea elementului, se vor observa deplasări remanente ale acestuia, iar caracterul forțelor rezistenței laterale a pământului la extragere se va schimba. În această situație, forța de frecare laterală nu va mai depinde ca mărime de reacțiunea elastică a pământului, ci de forțele de frecare superficială pe manta. Valoarea maximă, a rezistenței laterale elastice a pământului, este formată din forțele de coeziune și de frecare ce acționează pe suprafața elementului smuls sau înfipt.

Examinînd valoarea coeficientului de rezistență laterală elastică a pământului C_e pentru aceeași categorie de pământ se constată că aceasta depinde de lungimea elementului, de suprafața transversală a acestuia și de timpul de ședere în pământ, lucru pus în evidență în timpul încercărilor făcute.

Cum pentru aplicațiile practice, mărimea fizică utilizată este formată de rezistența laterală la smulgere, vom încerca să prezentăm cîteva aspecte legate de aceasta.

În graficul din fig. 1, se prezintă variația rezistenței la smulgere în funcție de deplasare în cazul piloților de lemn introduși în nisip fin și mijlociu saturat cu apă.

Din grafic rezultă că pentru deplasări foarte mici ale pilotului, rezistența la smulgere înregistrează creșteri foarte mari, pe această porțiune

inițială a curbei, deplasările crescînd aproximativ proporțional cu forța aplicată, avînd un caracter elastic. După o creștere mai mare a forței de smulgere, pilotul lunecă la o valoare pentru primii centimetrii constantă, valoare ce scade apoi pe măsura extragerii pilotului.

Din grafic rezultă că în prima parte cînd legătura dintre pilot și pămînt este determinată de forțe elastice ale pămîntului deplasările pilotului față de pămînt sînt foarte mici, iar după ce s-a atins valoarea R_s , caracte-

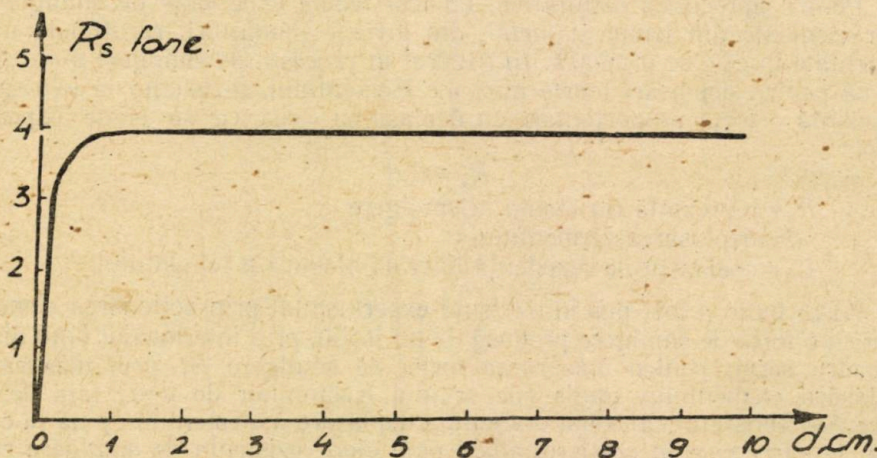


Fig. 1. Dependența rezistenței de smulgere în funcție de deplasare. Pilot din lemn 20/20cm, lungime 5 m, înfipt în nisip fin și mijlociu saturat cu apă.

ristică pentru elementul dat se produce „desprinderea” pilotului față de pămînt. În continuare legătura dintre forța de smulgere și pilot este cauzată de forțele de frecare exterioare ce acționează pe suprafața laterală a pilotului.

Dacă examinăm graficul din fig. 2 caracteristic pentru pămînturile argiloase se constată că rezistența laterală a pămîntului la smulgere în timpul desprinderii poate atinge o valoare cu mult mai mare decît forțele de frecare exterioare, care forțe sînt compuse din forțele de coeziune ale pămîntului și de frecare și care reprezintă porțiunea aproximativ constantă din curbă. Această formă deosebită a curbei se datorește tocmai forțelor de coeziune.

Pentru calculele practice o importanță deosebită o reprezintă rezistența de smulgere în funcție de suprafața laterală a elementului înfipt (ca mărime și natură). Cum suprafața laterală depinde pe de o parte de perimetrul secțiunii transversale pe de alta de adîncimea de înfigere, să cercetăm în ce raport se află creșterea lui R_s în funcție de fiecare dintre cele două elemente. În ceea ce privește perimetrul care contribuie la creșterea suprafeței laterale, s-a constatat prin încercări făcute la aceeași adîncime și în același pămînt, că forța de smulgere crește liniar cu creșterea perimetrului.

În ceea ce privește creșterea liniară dintre R_s și adîncimea de înfigere, încercările dovedesc că aceasta este valabilă în cazul unor elemente scurte 2—3 m iar în cazul unor elemente mai lungi legătura dintre R_s și adîncimea de înfigere are o variație neliniară.

Din încercările făcute de noi s-au construit unele diagrame care reprezintă variația rezistenței de smulgere în funcție de suprafața laterală de contact cu pământul, a elementului.

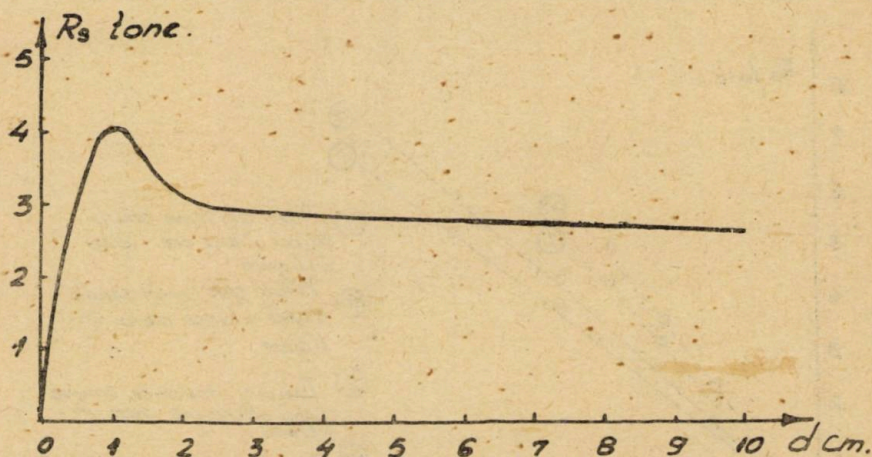


Fig. 2. Dependenta rezistenței laterale de smulgere în funcție de deplasare. Pilot din lemn Ø12 cm, lungime 4 m, înfipt în argilă compactă.

În fig. 3, rezultatele se referă la piloți din lemn și tuburi metalice înfipti la diferite adâncimi (între 2—4 m) pentru nisipuri saturate cu apă, elementele fiind smulse atât imediat după înfigere cât și după circa o lună de zile.

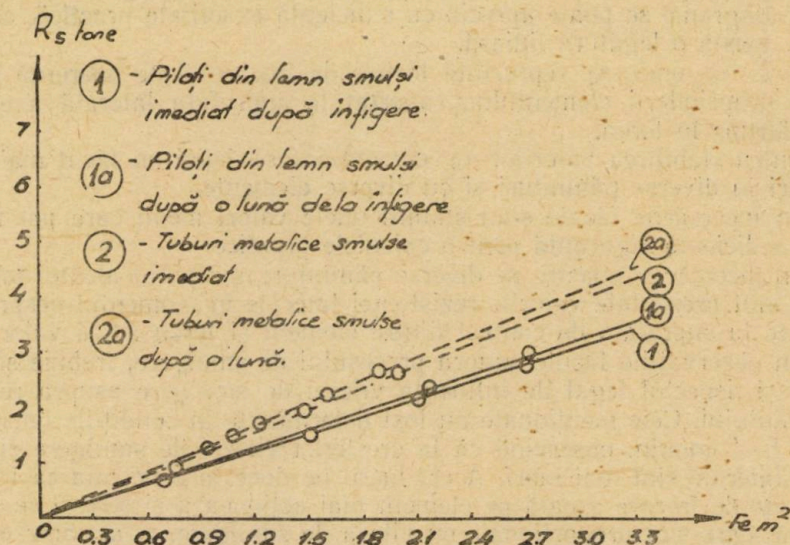


Fig. 3. Dependenta rezistenței laterale la smulgere în funcție de suprafața laterală în nisipuri fine și mijlocii saturate cu apă.

Din diagrame rezultă că între smulgerea imediată și cea la circa o lună de zile, practic nu e nici o diferență, în cazul pământurilor nisipoase.

În fig. 4, se dau rezultatele smulgerii aceluiași elemente, dar dintr-un pământ argilos. Se observă că după o ședere de o lună de zile, efectul tixo

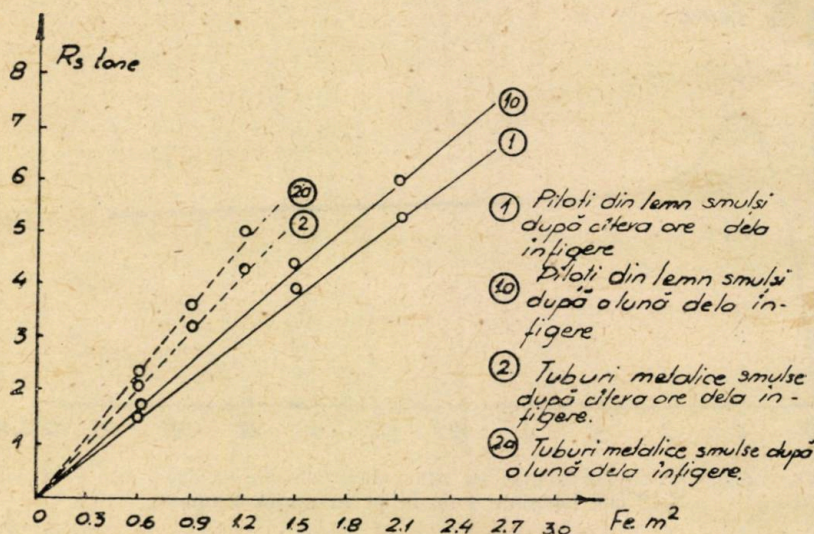


Fig. 4. Dependenta rezistenței laterale la smulgere în funcție de suprafața laterală în argile compacte.

tropiei, influențează, argila s-a regenerat și forța de smulgere e mare. Din ambele diagrame se poate aprecia cu suficientă exactitate practică, că între R_s și F_e există o legătură liniară.

$R = F_e \tau_d$ unde τ_d reprezintă forțele de frecare și de aderență în momentul desprinderii elementului, raportat la suprafața laterală a elementului pătruns în teren.

Pentru stabilirea valorilor τ_d , cercetătorii sovietici au făcut mai multe încercări în diverse pământuri și cu diverse elemente.

Din încercările făcute s-au stabilit unele valori medii care pot fi folosite cu suficientă siguranță pentru calculele practice.

Din încercările noastre pe diverse pământuri, s-a putut alcătui tabela 1, în care sînt prezentate valorile rezistenței laterale în momentul desprinderii raportate la suprafața de contact dintre element și teren adică valorile τ_d .

Din observațiile făcute asupra procesului de smulgere, trebuie să menționăm și aspectul legat de influența vitezei de smulgere asupra rezistenței pământului. Cele menționate au fost determinate în condițiile unei viteze reduse 1—2 m/min. observînd că la creșterea vitezei de smulgere și rezistențele laterale sînt mai mari. Acest lucru ne duce la concluzia că în afara unor forțe de frecare uscată pe element mai acționează și forțele de frecare viscoasă, care sînt proporționale cu viteza de smulgere, și al căror efect se va face simțit îndeosebi la viteze mari (6—10 m/min) în cazul înfigerii și extragerii piloților și palplanșelor.

Tabela 1

Valorile rezistenței laterale specifice în momentul desprinderii elementului (τ_d în t/m²), folosind smulgerea statică

Nr. crt.	Felul pământului	Determinarea elementului	τ_d t/m ²
1	Nisip argilos saturat cu apă.	a) Piloți din lemn	0,70
		b) Tuburi metalice	0,90
2	Nisip fin și mijlociu îndesat.	a) Piloți din lemn	1,00
		b) Tuburi metalice	1,20
3	Argilă nisipoasă.	a) Piloți din lemn	2,00
		b) Tuburi metalice	2,30
4	Pământuri argiloase.	a) Piloți din lemn scoși după câteva ore dela înfigere.	2,60
		b) Piloți din lemn smulși după o lună dela înfigere.	3,00
		c) Tuburi metalice smulse după câteva ore dela înfigere.	3,50
		d) Tuburi metalice smulse după o lună dela înfigere.	4,00

Obs. Valorile din tabel constituie rezultatul unui mare număr de încercări făcute pe diverse elemente, și pot fi considerate ca valori medii experimentale

Rezistența la poansonare a pământurilor reprezintă de asemenea o mare importanță în procesul de înfigere. Din încercările făcute rezultă că acestea au un rol important în procesul de înfigere.

Aceste rezistențe depind în mod direct de rezistența terenului, precum și de secțiunea elementului ca mărime și formă, unghiul sub care acesta este ascuțit etc. Fără a avea pretenția unor cifre exacte, ca valori orientative în cazul tuburilor metalice și a piloților de lemn, rezistența la poansonare se poate considera ca produsul dintre rezistența admisă la adâncimea respectivă și un coeficient K_1 ale cărui valori supraunitare cresc cu secțiunea. Pentru secțiuni mai mari valorile experimentate de noi nu sînt suficiente pentru a putea trage o concluzie valabilă, iar în calculele ce le vom prezenta putem să ne dispensăm de această valoare.

COMPORTAREA PĂMÎNTULUI ÎN TIMPUL ÎNFIGERII ȘI EXTRAGERII UNUI ELEMENT SUB ACȚIUNEA UNEI SARCINI PULSATORII.

Prin aplicarea unei sarcini pulsatorii asupra elementului de înfipt, sarcină ce are posibilitatea schimbării sensului și care acționează direct asupra elementului, se va transmite asupra pământului o cantitate de energie de mișcare pe care pământul o va consuma sub o formă sau alta.

Ne propunem să vedem pe deoparte cum se consumă această energie, iar pe de altă parte cum influențează aceasta asupra unor proprietăți fizico-

mecanice ale pământului, proprietăți care prin modificarea lor favorizează procesul de înfigere sau de extragere a elementului. Pentru o cuprindere detaliată a problemei, vom cerceta felul cum influențează acțiunea pulsa-torie, adică acțiunea de vibrare asupra rezistenței elastice, asupra frecării interioare și exterioare a pământului, precum și asupra frecării vîscoase, spre a putea trage unele concluzii legate de influența vibrațiilor asupra rezistenței la înaintare a elementului.

Din cercetarea procesului de smulgere a unui element în pământ, cu ajutorul unui efort de smulgere static, s-a pus în evidență existența unui coeficient de rezistență laterală elastică a pământului.

Așa cum rezultă din cercetările făcute mărimea coeficientului C_e este influențată de durata de vibrare a elementului, precum și de amplitudinea și frecvența vibrațiilor.

Încercările care vin în sprijinul celor afirmate au fost numeroase, aci menționînd procedeul de lucru.

S-a înfipt într-un teren format din nisip mic cu îndesare mijlocie un profil I 12 de 4,50 m lungime. Cu ajutorul vibratorului VE 1 suspendat de cablul unui troliu prin intermediul unui dinamometru s-a pus în mișcare elementul, folosind o turație de 1 300 rot/min la un moment al excentricilor de 180 kgcm.

Luîndu-se vibrograma grinzii cu ajutorul unui vibrograf Geiger cuplat cu un ceasornic electric s-a constatat că imediat ce vibratorul a intrat în acțiune amplitudinea vibrației grinzii a fost de 0,5 mm, după 30 sec a fost 2 mm, după 1 minut 3 mm iar după 3 minute s-au atins 5 mm, fără ca apoi să mai crească în timp, ajungînd astfel la mărirea aproape egală cu a cor-pului și a vibratorului liber.

Din aceste observații rezultă că la o turație constantă a vibratorului, are loc o distrugere a legăturii elastice dintre elementul de înfipt și pământ, ceea ce duce la o micșorare a coeficientului C_e în timp.

Încercînd în fază inițială să se facă smulgerea unei țevi metalice cu $\varnothing 110$ m și lungime de 4,00 dintr-un nisip argilos s-a constatat următoarele :

Prin exercitarea forței de smulgere cu ajutorul troliului, dinamometrul a înregistrat o forță de 1,3 t. fără ca țeava să se miște. Punînd vibratorul în funcție s-a constatat pe vibrograme același proces de creștere a amplitudinii elementului în timp și după ce amplitudinile au atins valoarea de 5 mm s-a produs o scădere a forței înregistrate de dinamometru, care a scăzut treptat pînă la o mărime de 375 kg, adică cu 75 kg mai mare decît greutatea proprie a întregii instalații, care era de 300 kg.

Aceasta ne-a dus la concluzia că forțele de frecare ale pământului care au acționat pe suprafața laterală a elementului au fost aproape integral distruse. Dacă în timpul smulgerii se oprea vibratorul se constata o creș-tere deosebită a forței înregistrate la dinamometru ca prin repornire aceasta să scadă din nou. Din experiențe rezultă că asupra acestui lucru are influență atît amplitudinea cît și frecvența vibrațiilor, însă nu putem afirma nimic în ceea ce privește aportul fiecăreia separat, dar putem afirma că reducerea frecării exterioare este funcție de accelerația vibrațiilor

În urma cercetărilor făcute pentru determinarea influenței vibrațiilor asupra comportării pământului în timpul înfigerii și extragerii unui element prin vibrare se desprind o serie de concluzii care pot fi rezumate după cum urmează :

1) Rezistențele elastice ale pământului de pe suprafața laterală a elementului caracterizate prin coeficientul de rezistență laterală elastică, depind de natura terenului, de accelerația vibrațiilor de timpul de ședere a elementului în pământ precum și de timpul de vibrare.

Coeficientul C_e este cu atât mai mare cu cât pământul este mai coeziv, și are o consistență mai pronunțată sau cu cât are o durată de ședere mai îndelungată în pământ. Asupra reducerii valorii sale un rol important îl joacă de asemenea accelerația vibrațiilor elementului de înfipt și anume cu cât acesta e mai mare în comparație cu accelerația gravitațională cu atât acesta se reduce mai repede în timp mai scurt. În orice caz durata de vibrare are de asemenea un rol important în reducerea valorii C_e .

2) Frecarea exterioară dintre element și teren în timpul vibrațiilor scade de asemenea simțitor atât cea uscată cât și cea viscoasă tinzînd spre anularea ei completă și depinde în același mod și de aceiași factori ca mai sus.

3) Coeficientul de frecare interioară și aderența pământului depind și ei de aceiași factori scăzînd simțitor sub influența vibrațiilor. Aceasta duce la creerea unui dezechilibru al pământului în mișcare, ceea ce duce la o deplasare ușoară a acestuia sub acțiunea unor sarcini exterioare.

Din cercetările făcute rezultă că coeficientul de frecare interioară a pământului, depinde de valoarea energiei cinetice a vibrațiilor, micșorîndu-se odată cu creșterea energiei vibrațiilor pînă la o valoare mai mică cu 25—30% față de valoarea sa inițială (înainte de vibrație).

4) Din experiențe mai rezultă că umiditatea joacă un rol important și în deosebi în cazul unor pămînturi umede unde vibrațiile influențează mai mult asupra coeficientului de frecare, decît la cele uscate.

După cercetarea efectului vibrațiilor asupra procesului de înfigere și smulgere a elementelor în pământ se poate afirma că principalii factori de care depinde procesul de înfigere în pământ a diferitelor elemente supuse acțiunii vibrării sînt intensitatea vibrațiilor și mărimea rezultantei forțelor statice exterioare care acționează asupra elementului respectiv (pilot, tub etc.). În afara celor doi factori fundamentali, mai intervin și alte cauze care pot influența procesul de înfigere cum ar fi natura terenului, fixarea vibratorului de element, elasticitatea (rigiditatea) elementului etc.

Din încercările experimentale făcute de noi cu vibratoarele VE 1 și VE 2 se constată că viteza și adîncimea limită de înfigere a elementului în funcție de intensitatea vibrațiilor, trebuie privită sub aspect cantitativ ca fiind funcție de amplitudinea și frecvența vibrațiilor elementului de înfipt.

Din încercările făcute de către cercetătorii sovietici și confirmate prin experiențele noastre s-a ajuns la concluzia că pentru ca elementul să înceapă a se scufunda e necesar ca amplitudinea să întrecă o anumită valoare A_0 , cunoscută în literatura de specialitate amplitudinea inițială. Experiențele de verificare a acestui fapt, făcute pentru diverse elemente, s-au concretizat în tabela 2.

Tabela 2

Valorile recomandate pentru amplitudinea necesară (A_0) a sistemului de vibrare, pentru ca elementul să se scufunde în bune condițiuni, pentru turații de la 1 200—1 500 rotații/minut

Nr. crt.	Natura terenului	Denumirea elementului	A_0 (mm)
1	Nisip argilos saturat cu apă.	a) Piloți din lemn cu secțiune transversală medie până la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	5-8 8-9
		b) Tuburi metalice cu secțiune transversală până la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	5-7 7-8
2	Nisip fin și mijlociu îndesat.	a) Piloți din lemn cu secțiune trasversală până la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	5-6 6-8
		b) Tuburi metalice cu secțiune transversală până la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	3-5 5-7
3	Pământuri argiloase.	a) Tuburi metalice cu secțiune transversală până la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	7-9 9-10
		b) Piloți din lemn cu secțiune transversală medie până la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	6-8 8-9

Obs. Valorile menționate sînt obținute în urma experimentării vibratoarelor VE1 și VE2.

Experiențele ne arată că mărimea A_0 depinde de frecvența vibrațiilor scăzînd odată cu creșterea acesteia, de dimensiunea și forma elementului, ca și de natura solului.

În condiții identice de sol mărimea A_0 este cu atît mai mare cu cît mai mari sînt dimensiunile transversale ale elementului ce se înfige. Existența lui A_0 se explică prin influența proprietăților elastice ale masei de pămînt.

Dependența vitezei și a adîncimii limită de înfigere a elementului supra acțiunii vibrațiilor în funcție de mărimea rezultantei forțelor exterioare s-a pus în evidență în mod experimental.

Pentru a putea face o comparație cantitativă a efortului produs de această mărime, cercetătorii sovietici au raportat valoarea rezultantei forțelor exterioare la unitatea de suprafață a secțiunii transversale a elementului.

Pe baza unui număr mare de încercări s-a ajuns la următoarele concluzii, pentru valoarea p_0 prezentată în tabela 3.

Tabela 3

Valorile presiunii inițiale (p_0), recomandată ca valoare minimă pe secțiunea transversală în kg/cm^2

Nr. crt.	Natura terenului	Denumirea elementului	p_0 kg/cm^2
1	Nisip argilos saturat cu apă.	a) Tuburi metalice cu secțiune transversală pînă la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	1,5–2,0 2–3,5
		b) Piloți din lemn cu secțiune transversală medie pînă la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	3–4,5 4–5,5
2	Nisip fin și mijlociu cu îndesare medie.	a) Tuburi metalice cu secțiune transversală pînă la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	1–2,0 2–3,0
		b) Piloți din lemn cu secțiune transversală medie pînă la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	3–4,0 4–5,0
3	Pămînturi argiloase slab consolidate.	a) Tuburi metalice cu secțiune transversală pînă la $S=$: $S=80 \text{ cm}^2$ $S=300 \text{ cm}^2$	2–3,0 3–4,0
		b) Piloți din lemn cu secțiune transversală medie pînă la $S=$: $S=350 \text{ cm}^2$ $S=700 \text{ cm}^2$	4,5–5,0 5,5–6,0

Obs. Valorile obținute constituie rezultatul unor încercări de sporire în trepte a presiunii pe secțiunea transversală a elementului.

1. Înfigerea elementului supus acțiunii vibrațiilor devine posibilă numai atunci cînd presiunea supra lui, inclusiv greutatea sa proprie întrece o anumită limită p_0 , numită presiune inițială și care depinde de starea pămînturilor, dimensiunile și forma elementelor, precum și de regimul vibrațiilor.

2. Limita arătată mai sus servește ca graniță inferioară a unui domeniu relativ îngust, în care viteza de înfigere a pilotului crește substanțial odată cu creșterea presiunii și atinge un maximum la o anumită presiune (p_m), care poate fi considerată limita creșterii efective a presiunii. Această limită p_m depinde de o serie de factori dintre care principalul este raportul dintre mărimea rezultantei tuturor forțelor aplicate pe pilot și amplitudinea

forței perturbatoare a vibratorului precum și de raportul frecvenței vibrațiilor proprii ale pilotului față de frecvența vibratorului.

3) Limita lui p_m este în momentul cînd viteza de înfigere începe să scadă cu creșterea lui, valoarea care trebuie încă experimentată pentru a o preciza cantitativ.

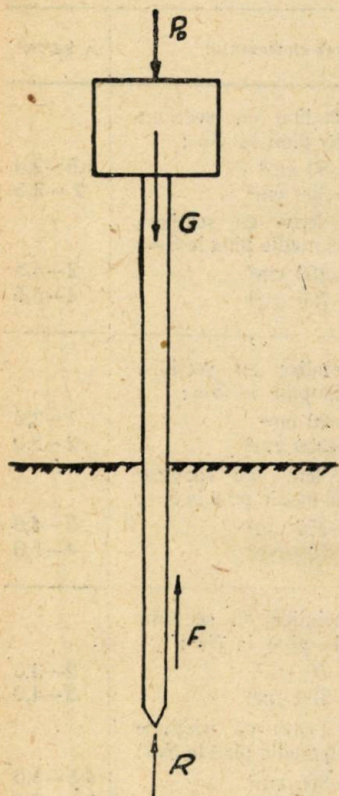


Fig. 5. Modelul mecanic simplificat.

Din cele arătate pînă în prezent rezultă că procesul de înfigere va avea loc atunci cînd în mod practic elementul va oscila cu o amplitudine mai mare sau egală cu A_0 ale cărei valori experimentale pot fi luate din tabela 2, și presiunea pe secțiunea sa transversală va depăși valoarea p_0 determinată experimental în tabela 3.

Pentru determinarea practică a parametrilor vibratorului de înfipt piloți, vom face o serie de ipoteze simplificatoare, dar cu rezultate practice satisfăcătoare, în sensul că elementul de înfipt va fi considerat rigid și nu se va ține cont de inerția masei de pământ antrenată în procesul de vibrare.

Fără a avea pretenția unui calcul riguros real, vom asimila mecanismul de înfigere a elementului cu un model mecanic menționat mai jos, care model încearcă să reprezinte în mod real procesul de înfigere.

P_0 = forța perturbatoare maximă,

G = greutatea întregului sistem,

F = forța de frecare între element și pământ în momentul desprinderii, caz extrem, necesar la o eventuală oprire a vibratorului aproape de cota maximă, precum și în procesul de smulgere,

R = rezistența frontală la penetrare.

În ipoteza forței perturbatoare dirijată în jos, putem scrie în mod simplificat următoarea relație care este necesară pentru înfigerea elementului.

$$P_0 + G \geq F + R \quad (1)$$

Cînd forța perturbatoare este dirijată în sus, ecuația se schimbă, întrucît nu mai avem rezistență frontală, iar forța de frecare se schimbă ca sens, condiția fiind următoarea :

$$P_0 - G \geq F \quad (2)$$

Însemnînd cele două relații

$$2P_0 = 2F + R \quad (3)$$

Cum :

$$P_0 = m_{ex} r \omega^2 = \frac{G_{ex}}{g} r \omega^2 = \frac{M}{g} \omega^2 \quad (4)$$

$$F = \tau_d h U K_0 \quad (5)$$

$$R = S \sigma_a K_1 \quad (6)$$

unde : M = momentul excentricilor în kgcm.

ω = viteza unghiulară în sec^{-1}

g = accelerația gravitațională în cm/sec^{-2} .

τ_d = rezistența statică la smulgere a elementului în kg/cm^2 .

h = adâncimea de înfigere a elementului în cm.

U = perimetrul elementului în cm.

K_0 = un coeficient ≈ 1 .

S = suprafața transversală a elementului în cm^2 .

σ_a = presiunea admisă a terenului la adâncimea de înfigere kg/cm^2 .

K_1 = un coef. care ține cont de forța de penetrare el fiind supra-unitar.

Înlocuind în relația (3) obținem :

$$\frac{M \omega^2}{g} \geq \tau_d h U K_0 + \frac{1}{2} S \sigma_a K_1 \quad (7)$$

Legea de mișcare a ansamblului în cazul fixării rigide a vibratorului de element este de forma :

$$m \ddot{X} + \alpha \dot{X} + CX = P_0 \sin. \omega t \quad (8)$$

Rezolvînd ecuația diferențială (8) pe baza unei soluții particulare admise de forma

$$X = A \sin (\omega t + \varphi) \quad (9)$$

se găsește expresia amplitudinii

$$A = A_0 K \quad (10)$$

unde K poate oscila în jurul valorii unitare iar :

$$A_0 = \frac{M}{G} \quad (11)$$

Practic s-a constatat că pentru ca un element să se înfigă valoarea $\frac{M}{G} \geq A_0$, care reprezintă o valoare experimentală pentru fiecare tip de element ca elementul să se înfigă, iar greutatea ansamblului în vibrație G trebuie să îndeplinească condiția :

$$G \geq S p_0 \quad (12)$$

unde p_0 reprezintă presiunea pe secțiunea transversală (S) a elementului, pentru ca aceasta să se înfigă.

rezultă

$$M = G A_0 = S p_0 A_0 \quad (13)$$

deci înlocuind în (7) valorile (13) avem :

$$\frac{Sp_0A_0}{g}\omega^2 \geq \tau_d hUK_0 + \frac{1}{2} S\sigma_a K_1 \quad (14)$$

sau egalînd

$$F + R - G = F + G \quad (15)$$

lucru ce rezultă din (1) și (2) avem :

$$R = 2G \quad (16)$$

$$S\sigma_a K_1 = 2Sp_0 \quad (17)$$

$$K_1 = \frac{2p_0}{\sigma_a} \quad (18)$$

deci :

$$\frac{Sp_0A_0}{g}\omega^2 \geq \tau_d hUK_0 + \frac{1}{2} S\sigma_a \frac{2p_0}{\sigma_a} \quad (19)$$

$$\frac{Sp_0A_0}{g}\omega^2 \geq \tau_d hUK_0 + Sp_0 \quad (20)$$

$$\omega^2 = \left(\frac{\tau_d hUK_0}{Sp_0A_0} + \frac{Sp_0}{Sp_0A_0} \right) g. \quad (21)$$

$$\boxed{\omega^2 = \frac{\tau_d hUK_0}{Sp_0A_0} g + \frac{g}{A_0}} \quad (22)$$

După cum se vede în relația (22) intervin mărimile U și S care caracterizează elementul respectiv, mărimea h , care reprezintă adîncimea de înfigere a elementului precum și mărimile τ_d ; p_0 ; A_0 ; care sînt valori determinate experimental, în funcție de natura terenului, suprafața transversală a elementului, precum și de alți factori menționați anterior.

Pe baza datelor experimentale prezentate în tabelele 1; 2 și 3; și a formulei stabilite se poate trece la determinarea practică a parametrilor, pe care trebuie să-i aibă un vibrator pentru a putea înfige un element de dimensiuni și formă date, într-un teren dat, procedînd în felul următor.

1. Se determină viteza unghiulară a excentricilor cu formula (22).
2. Greutatea instalației inclusiv greutatea elementului (G) se determină cu formula (12).

Din examinarea relației (22) rezultă că dacă $p_{\text{efectiv}} \geq p_0$, atunci vom obține o viteză unghiulară ω necesară mai mică.

Intrucît practic avem interesul unei greutatei a instalației cît mai mică rezultă că $G_{\min} = Sp_0$ pentru a asigura un $p_{\text{ef}} = p_0$ ca procesul de înfigere să poată avea loc.

Dacă $G < Sp_0$, atunci vom completa greutatea, adăugînd greutatei suplimentare pe vibrator pînă la $G_{\min} = Sp_0$.

În felul acesta din aproape în aproape am obținut greutatea instalației, din care scăzând greutatea elementului de înfipt, rezultă greutatea vibratorului și a anexelor sale.

Odată stabilită greutatea reală a instalației calculăm valoarea momentului excentricilor cu relația (16), în care G reprezintă valoarea reală a greutății instalației.

În felul acesta se obțin următorii parametrii pentru care trebuie dimensionat vibratorul și anume: greutatea sa, momentul excentricilor și viteza unghiulară a excentricilor.

Pentru stabilirea ultimului parametru de bază al vibratorului puterea necesară la motorul electric există unele relații, care nefiind suficient de verificate prin încercările noastre, nu le vom menționa în materialul de față.

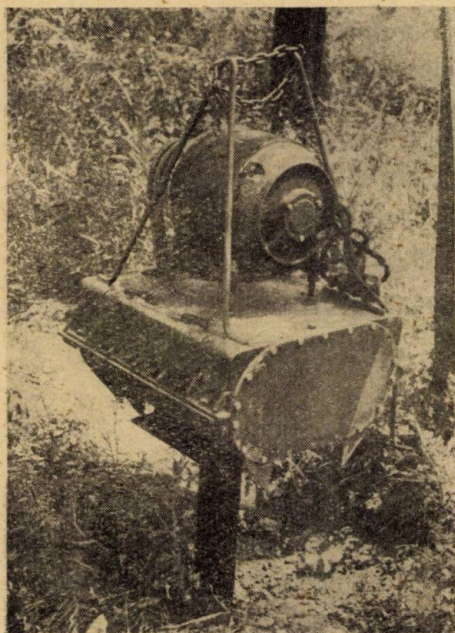


Fig. 6. Vibratorul VE1 înfigând o țevă $\varnothing$ 110 mm și lungime 6,30 m, într-un nisip argilos.

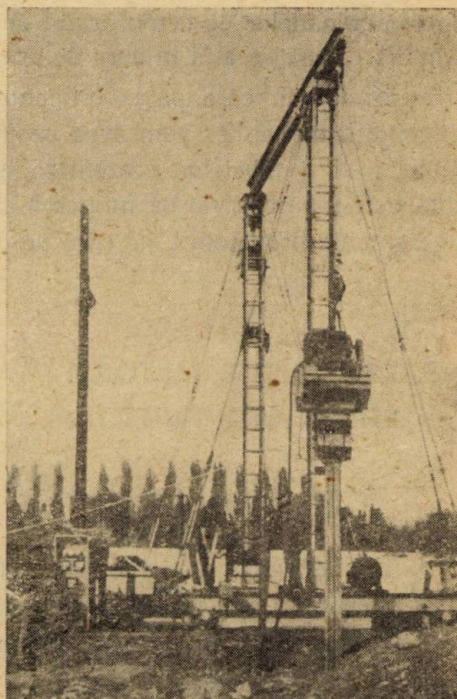


Fig. 7. Vibratorul VE2 înfigând un pilot din lemn secțiune 20/20 și lungime de 5,70 m.

Pe baza încercărilor făcute, prin folosirea vibratoarelor experimentale VE 1 și VE 2, proiectate și experimentate de către autor, s-a ajuns la concluzia că servindu-ne de valorile menționate în tabelele 1—3, putem face o determinare a parametrilor vibratoarelor prinse rigid de element, cu rezultate tehnice satisfăcătoare.

Încercările au fost făcute în mod amănunțit pentru piloți de lemn și tuburi metalice și parțial pentru piloți din beton armat, atât în cadrul cîmpului experimental din Timișoara precum și pe șantierul Stația de pompare Cruceni, și Întreprinderea de Construcții hidrotehnice Galați.

Pe baza rezultatelor obținute, pînă la ora actuală, a fost reproiectat vibratorul VE 1 și dat spre execuție în scopuri productive Trustului Regional de Construcții Brașov și Trustului de Construcții și Montaje Schele Ploiești.

De asemeni pe baza literaturii sovietice și a rezultatelor experimentale obținute de noi, împreună cu Institutul de Cercetări pentru Transporturi din București, s-au stabilit parametrii pentru un vibrator necesar, la înfigerea coloanelor de beton armat de dimensiuni mari (fișă 25 m ; diametru 1 m etc.), care se află în curs de execuție.

Considerăm că după experimentarea vibratoarelor ce se află în execuție, în condiții de șantier vom avea posibilitatea unei mai largi verificări a formulelor și a tabelelor prezentate, întrucît asupra pămînturilor de argile compacte s-a observat că înfigerea cu vibrații e mai anevoioasă față de înfigerea cu vibropercuții, de care ne propunem să ne ocupăm în viitor.

ПРАКТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВИБРАТОРА ИСПОЛЬЗУЕМОГО ДЛЯ ВБИВАНИЯ СВАЙ

(РЕЗЮМЕ)

Для вбивания в землю деревянных свай и металлических труб, методом вибраций, при гипотезе жесткой установки вибратора на вбиваемом элементе, необходимо чтобы проектируемый вибратор имел строго определенные параметры.

Для определения этих параметров, как момент вращения эксцентриков, а также вес вибратора, в работе даются простые расчетные формулы, основанные на экспериментальных данных и вполне соответствующие для технического использования.

К работе прилагаются таблицы содержащие данные экспериментально проверенные автором, при помощи которых и используя приведенные формулы, можно установить параметры вибраторов необходимые для введения определенного элемента в определенную почву.

MÉTHODES PRATIQUES POUR DÉTERMINER LES PARAMÈTRES DU VIBRATEUR UTILISÉ À L'ENFONCEMENT DES PIEUX

(RÉSUMÉ)

Pour enfoncer les pieux en bois et les tubes métalliques dans le sol par la méthode des vibrations dans l'hypothèse d'une fixation rigide du vibreur sur l'élément à enfoncer, il est nécessaire que le vibreur, qu'on va projeter, ait certains paramètres bien déterminés.

Pour déterminer ces paramètres (moment, nombre de tours des excentriques, poids du vibreur), on présente des formules simples de calcul basées sur des observations expérimentales, qui peuvent être appliquées avec une efficacité technique suffisante.

L'auteur présente quelques tableaux contenant des données expérimentées par lui. En utilisant les formules indiquées, on peut établir les paramètres du vibreur pour enfoncer un élément donné dans un sol quelconque.

I.P.T. 9